

ESTE EXEMPLAR CORRESPONDE A REDAÇÃO FINAL DA
TESE DEFENDIDA POR Bruno Jorge
Pires E APROVADA
PELA COMISSÃO JULGADORA EM 07/02/2011


ORIENTADOR

UNIVERSIDADE ESTADUAL DE CAMPINAS
FACULDADE DE ENGENHARIA MECÂNICA
COMISSÃO DE PÓS-GRADUAÇÃO EM ENGENHARIA
MECÂNICA

Bruno Jorge Pires

Estudo das forças, vibrações e desgaste das
ferramentas no fresamento da liga de titânio
Ti-6Al-4V

Campinas, 2011

19/2011

Bruno Jorge Pires

Estudo das forças, vibrações e desgaste das ferramentas no fresamento da liga de titânio Ti-6Al-4V

Dissertação apresentada ao Curso de Mestrado da Faculdade de Engenharia Mecânica da Universidade Estadual de Campinas, como requisito para a obtenção do título de Mestre em Engenharia Mecânica.

Área de Concentração: Materiais e Processos de Fabricação

Orientador: Anselmo Eduardo Diniz

Campinas
2011

FICHA CATALOGRÁFICA ELABORADA PELA
BIBLIOTECA DA ÁREA DE ENGENHARIA E ARQUITETURA - BAE - UNICAMP

P665e Pires, Bruno Jorge
 Estudo das forças, vibrações e desgaste das
 ferramentas no fresamento da liga de titânio Ti-6Al-4V /
 Bruno Jorge Pires. --Campinas, SP: [s.n.], 2011.

 Orientador: Anselmo Eduardo Diniz.
 Dissertação de Mestrado - Universidade Estadual de
 Campinas, Faculdade de Engenharia Mecânica.

 1. Usinagem. 2. Ligas de titânio. 3. Desgaste
 mecânico. 4. Metais - Corte. I. Diniz, Anselmo
 Eduardo. II. Universidade Estadual de Campinas.
 Faculdade de Engenharia Mecânica. III. Título.

Título em Inglês: A study about forces, vibration and tool wear in Ti-6Al-4V
titanium alloy face milling

Palavras-chave em Inglês: Machining, Titanium alloys, Tool wear , Cutting
forces

Área de concentração: Materiais e Processos de Fabricação

Titulação: Mestre em Engenharia Mecânica

Banca examinadora: Robson Pederiva, Rolf Bertrand Schroeter

Data da defesa: 07/02/2011

Programa de Pós Graduação: Engenharia Mecânica

**UNIVERSIDADE ESTADUAL DE CAMPINAS
FACULDADE DE ENGENHARIA MECÂNICA
COMISSÃO DE PÓS-GRADUAÇÃO EM ENGENHARIA
MECÂNICA
DEPARTAMENTO DE ENGENHARIA DE FABRICAÇÃO**

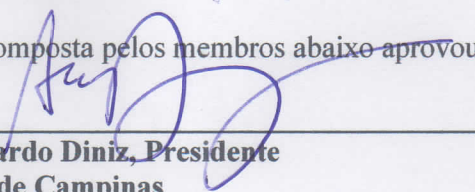
DISSERTAÇÃO DE MESTRADO ACADÊMICO

**Estudo das forças, vibrações e desgaste das
ferramentas no fresamento da liga de titânio
Ti-6Al-4V**

Autor: Bruno Jorge Pires

Orientador: Anselmo Eduardo Diniz

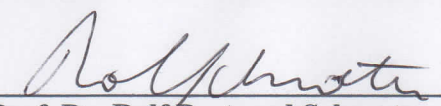
A Banca Examinadora composta pelos membros abaixo aprovou esta Dissertação:



Prof. Dr. Anselmo Eduardo Diniz, Presidente
Universidade Estadual de Campinas



Prof. Dr. Robson Pederiva
Universidade Estadual de Campinas



Prof. Dr. Rolf Bertrand Schroeter
Universidade Federal de Santa Catarina

Campinas, 7 de fevereiro de 2011.

Dedicatória

Dedico este trabalho aos meus avôs, Geraldino Pires e Manoel Jorge *in memoriam*, o primeiro migrante baiano, o segundo imigrante português, ambos aventureiros, ambos desbravadores, dispostos a conhecer novas terras, novos horizontes, dispostos a “*abrir a mão para o que há de vir*”.

Agradecimentos

Ao meu pai José Carlos Pires, doutor em engenharia, professor universitário e criador de carneiro, sempre disposto a ajudar seus dois filhos, que enfim se tornaram mestres, a conquistar seus sonhos às vezes malucos.

À minha mãe Alzira de Oliveira Jorge Pires, que criou filhos fortes e os criou para o mundo.

Ao meu irmão Junior, que me ensinou a andar de bicicleta quando eu era criança, a andar de moto quando era adolescente e a pensar com inteligência enquanto eu fosse gente.

A todos os meus verdadeiros amigos que, para ser justo, não citarei nomes, todos que vieram e se foram nesses 10 anos que ando por esse mundo, todos que ainda mantenho contato ou com quem nunca mais conversei mas que guardo boas lembranças, todos com quem convivi, mesmo que apenas 6 meses, todos que estão no Brasil e fora dele, todos que estão nesse mundo e em especial ao que, deste mundo, já partiu.

Aos professores Anselmo E. Diniz e Rolf B. Schroeter, pelas inúmeras oportunidades de aprendizado e, principalmente, por sempre confiarem na minha capacidade e no meu trabalho.

Ao pessoal do FEM, Ari Magri, Robson Pederiva, Amauri Hassui, Vera Pontes e aos companheiros de sala Carlos Ventura, Silvia Rosa, Armandinho Antonialli, Douglas “Cabelo” Therezani. Carlão, valeu pela grande ajuda e pelas produtivas discussões sobre usinagem.

Às empresas Sandvik Coromant, Embraer e Blaser Swisslube, pelo apoio técnico-financeiro.

Ao CNPq, pela concessão da bolsa de mestrado.

Resumo

Ligas de titânio já apresentam um papel de grande importância na indústria aeroespacial, petroquímica e de biomateriais. A combinação de alta resistência mecânica, baixa densidade, resistência à corrosão, biocompatibilidade, boa tolerância tecidual e manutenção de suas características em altas temperaturas, configuram o titânio como um material excepcional para projetistas de diversas áreas. Infelizmente, estas boas qualidades não se refletem na sua usinabilidade. Uma vasta lista de problemas devem ser contornados durante a usinagem de ligas de titânio dentre os quais, altas temperaturas e pressões de corte, baixo módulo de elasticidade (incentivador de vibrações), alta afinidade química com os materiais das ferramentas e problemas com integridade superficial das peças usinadas. Com o objetivo de aprimorar o entendimento da usinagem de ligas de titânio, em especial do processo de fresamento frontal da liga Ti-6Al-4V, o presente trabalho teve como enfoque tecnológico a influência do material do porta-ferramenta (haste de aço e de metal duro) e a geometria do inserto de corte (ângulo de saída neutro e positivo) sobre a vida da ferramenta e forças de usinagem (Força Radial, Tangencial e Axial). Análises de espectrometria de energia dispersiva foram conduzidas a partir de microscopia eletrônica dos insertos desgastados, permitindo a identificação dos elementos químicos presentes e avaliação dos mecanismos de desgaste predominantes. O principal resultado obtido indica que a utilização de ferramentas com haste de metal duro não representou benefícios em termo de vida da ferramenta, apresentando desempenho muito próximo das ferramentas com haste de aço.

Palavras Chave: usinagem, ligas de titânio, desgaste de ferramenta, esforços de corte

Abstract

Titanium alloys play a major role in the aerospace, petrochemical and biomaterials industry. The combination of mechanical strength, low density, corrosion resistance, biocompatibility and maintenance of these characteristics at high temperatures, shape titanium as a exceptional material for designers from different areas. Unfortunately, these impressive qualities reflect negatively on its machinability. A substantial list of problems must be overcome during the machining of titanium alloys, among them high temperatures and pressures of cut, low elasticity modulus (which is a motivational factor for vibrations), high chemical affinity with almost all tools materials and problems with surface integrity of machined parts. In order to improve the understanding of titanium alloys machining, in particular front milling of Ti-6Al-4V, the present thesis focused the influence of the tool holder material (steel and carbide) and the cutting insert geometry (neutral and positive rake angle) on the tool life and machining forces (Radial, Axial and Tangencial Forces). Analysis of energy dispersive spectroscopy were also conducted from scanning electron microscopy of wear inserts, allowing the identification of chemical elements and evaluation of wear mechanisms predominate. The main result indicates that the use of carbide tool holders not represent benefits in terms of life tool, with performance very close to the steel tool holders.

Key Words: Machining, titanium alloys, tool wear, cutting forces

SUMÁRIO

Dedicatória	iv
Agradecimentos	v
Resumo	vi
Abstract	vii
Sumário	viii
Lista de Figuras	x
Lista de Tabelas	xiii
Lista de Abreviaturas e Siglas	xv
1 INTRODUÇÃO	01
2 REVISÃO DA LITERATURA	03
2.1 Metalurgia das ligas de titânio	08
2.1.1 Classificação metalográficas das ligas de titânio	08
2.1.2 Características da liga Ti-6Al-4V	11
2.2 Fresamento de titânio	13
2.2.1 Usinabilidade de ligas de titânio	14
2.2.2 Forças no fresamento de ligas de titânio	19
2.2.3 Modos de falha e mecanismos de desgaste	23
2.3 Vibrações no fresamento de ligas de titânio	28
2.3.1 Vibrações forçadas	29

2.3.2 Vibrações auto-excitadas (<i>chatter vibration</i>)	30
2.3.3 Influência da interface eixo-árvore/ferramenta nas vibrações	34
2.3.4 Atenuação e eliminação das vibrações auto-excitadas	36
3 MATERIAIS E MÉTODOS	40
3.1 Equipamentos	40
3.2 Materiais	43
3.3. Planejamento e procedimentos experimentais	45
4 RESULTADOS E DISCUSSÕES	49
4.1. Análise de frequências experimental das ferramentas de corte e corpos de prova	49
4.2. Análise de vida da ferramenta	53
4.3. Avaliação dos mecanismos de desgaste	59
4.4. Avaliação das forças de corte	62
5 CONCLUSÕES E CONCLUSOES PARA TRABALHOS FUTUROS	77
REFERÊNCIAS	79

Lista de Figuras

Figura 2.1 Distribuição e percentual de uso de ligas de titânio e outros materiais no jato comercial 787-Dreamliner da Boeing (adaptado de HALE, 2006)	04
Figura 2.2 Exemplo de componentes confeccionados em titânio: (a) corda de junção asa-fuselagem (adaptado de DENKENA, KÖHLER E DEGE, 2008), (b) válvula e bomba para indústria química e (c) turbina a gás (adaptado de EYLON, NEWMAN e THORNE, 1990)	05
Figura 2.3 Quadro de bicicleta para prática de ciclismo de alto desempenho, confeccionado em titânio (adaptado de TITUS CYCLES, 2009)	06
Figura 2.4 Exemplo de componentes biomédicos fabricados em ligas de titânio: (a) implante dentário, (b) placa e parafusos para osteossíntese e (c) articulação coxofemoral artificial (adaptado de LIU, CHU e DING, 2004)	07
Figura 2.5 Microestrutura do Ti-6Al-4V, recozido laminado por 4h a 730 °C (adaptado de DONACHIE JR, 1989)	12
Figura 2.6 Variação da temperatura na interface cavaco-ferramenta no torneamento com insertos de metal duro (adaptado de SHAW, 1986)	15
Figura 2.7 Seção transversal de um típico cavaco serrilhado de Ti-6AL-4V (SUN, BRANDT e DARGUSCH, 2009)	16
Figura 2.8 Adesão de material da peça no flanco e na face da ferramenta; fresamento frontal, $v_c = 100$ m/min e $f_z = 0,15$ mm (adaptado de JAWAID, SHARIF e KOKSAL, 2000)	17
Figura 2.9 Geometria do processo de fresamento (adaptado de ALTINTAS, 2000)	20
Figura 2.10 Força de usinagem para o fresamento frontal de Ti-6Al-4V(ANTONIALLI, 2009)	21

Figura 2.11 Força de usinagem para diferentes condições de corte, (a) efeitos de a_p e v_c na força de usinagem, (b) efeitos de f_z e v_c na força de usinagem (adaptado de WANG, WONG e RAHMAN, 2005)	23
Figura 2.12 Exemplos de mecanismos desgaste para fresamento frontal de titânio com ferramentas de metal duro (adaptado de (a) AMIN, ISMAIL e KHAIRUSSHIMA, 2007; (b) JAWAID, SHARIF e KOKSAL, 2000; (c) ABDEL-AL, NOUARI, EL MANSORI, 2009)	25
Figura 2.13 Micrografias das arestas de corte desgastadas para fresamento frontal de Ti-6Al-4V com metal duro revestido (ANTONIALLI, DINIZ e PEDERIVA, 2010)	28
Figura 2.14 Vibrações auto-excitadas no fresamento (adaptado de ALTINTAS, 2000)	31
Figura 2.15 Princípio de funcionamento de atenuadores de vibração para eixo-árvore (adaptado de ALTINTAS e WECK, 2004)	33
Figura 2.16 Verificação experimental da carta de estabilidade para fresamento topo-esférico de Ti-6Al-4V (adaptado de ALTINTAS e WECK, 2004)	37
Figura 2.17 Verificação experimental da carta de estabilidade para fresamento topo-esférico de Ti-6Al-4V (adaptado de ALTINTAS e WECK, 2004)	38
Figura 3.1 Centro de Usinagem Vertical e sistema de aquisição de forças de corte	41
Figura 3.2 Microscópio estereoscópico binocular e câmera fotográfica digital para medição de desgaste de flanco das ferramentas de corte	42
Figura 3.3 Sistema de aquisição de forças de corte para operações de fresamento (adaptado de ALTINTAS, 2000)	43
Figura 3.4 Ensaio para medição da função de transferência utilizando martelo de impacto instrumentado e acelerômetro (adaptado de ALTINTAS, 2000)	46
Figura 3.5 Montagem dos CDP para ensaios de usinagem	48
Figura 4.1 Módulo da função de transferência para as duas configurações de ferramentas ensaiadas (haste de metal duro e haste de aço)	47
Figura 4.2 Porta-ferramentas com haste de aço e com haste de metal duro utilizados nos ensaios de fresamento	48

Figura 4.3 Módulo da função de transferência para os corpos de prova utilizados na faixa de frequência de 0 a 10000 Hz (adaptado de ANTONIALLI, 2009)	49
Figura 4.4 Vida da ferramenta em função do volume de material usinado	50
Figura 4.5 Alta dispersão nas curvas de desgaste de flanco de ferramenta (testes 4 e 6)	51
Figura 4.6 Baixa dispersão nas curvas de desgaste de flanco de ferramenta (testes 4 e 6)	51
Figura 4.7 Efeitos principais de v_c , haste da ferramenta e γ_o sobre vida da ferramenta	53
Figura 4.8 Análise fatorial dos parâmetros de corte e interações	54
Figura 4.9 Sobreposição do módulo da função de transferência das ferramentas e espectro de frequências de F_r , 0 – 1200 Hz	67

Lista de Tabelas

Tabela 2.1 Preço de alguns materiais de engenharia (adaptado de PADILHA, 2000)	03
Tabela 2.2 Influência dos elementos de liga na estrutura e propriedades mecânicas do titânio (adaptado de DONACHIE JR, 1989)	11
Tabela 2.3 Comparativo das propriedades mecânicas do titânio para diferentes condições (adaptado de DONACHIE JR, 1989)	13
Tabela 2.4 Comparativo de potência média para o torneamento, furação e fresamento de titânio em relação ao aço (adaptado de DONACHIE JR, 1989)	17
Tabela 3.1 Propriedades mecânicas da liga de titânio Ti-6Al-4V (ANTONIALLI, 2009)	44
Tabela 3.2 Parâmetros de corte variáveis e fixos dos ensaios de usinagem	47
Tabela 4.1 Evolução do desgaste de flanco para teste 5	52
Tabela 4.2 Análise de EDS a partir das fotografias MEV dos insertos desgastados, primeira bateria de testes – $v_c = 55$ m/min	55
Tabela 4.3 Análise de EDS a partir das fotografias MEV dos insertos desgastados, segunda bateria de testes – $v_c = 65$ m/min	57
Tabela 4.4 Evolução da força tangencial em RMS ao longo da vida, $v_c = 55$ m/min	59
Tabela 4.5 Evolução da força tangencial em RMS ao longo da vida, $v_c = 65$ m/min	60
Tabela 4.6 Evolução da força axial em RMS ao longo da vida, $v_c = 55$ m/min	61
Tabela 4.7 Evolução da força axial em RMS ao longo da vida, $v_c = 65$ m/min	61
Tabela 4.8 Evolução da força radial em RMS ao longo da vida, $v_c = 55$ m/min	62
Tabela 4.9 Evolução da força radial em RMS ao longo da vida, $v_c = 65$ m/min	63
Tabela 4.10 Evolução dos espectros de frequência de F_r ao longo da vida, $v_c = 55$ m/min	65

Tabela 4.11 Evolução dos espectros de frequência de F_r ao longo da vida, $v_c = 65$ m/min	66
Tabela 4.12 Evolução de F_r no domínio da frequência (FFT) ao longo da vida	68
Tabela 4.13 Evolução de F_r no domínio da frequência (FFT) ao longo da vida, teste 5	70

Lista de Abreviaturas e Siglas

Letras Latinas

(F_x, F_y, F_z) - componentes da força de usinagem na ferramenta	[N]
a - comprimento de contato da aresta	[mm]
ah - área não deformada do cavaco	[mm]
a_p - profundidade de corte	[mm]
a_e - penetração de trabalho	[mm]
b - largura de corte	[mm]
$b(x,y)$ - coeficiente de amortecimento para modelo dinâmico de fresamento	[N.s.m ⁻¹]
D - diâmetro da ferramenta	[mm]
E - módulo de elasticidade (de Young)	[Gpa]
f - avanço	[mm]
(F_a, F_r, F_t) - componente axial, radial e tangencial da força de usinagem	[N]
F_f - força de avanço	[N]
F_u - força de usinagem	[N]
f_z - avanço por inserto	[mm]
h - espessura de corte	[mm]
h_0 - espessura teórica do cavaco	[mm]
$h(t)$ - espessura dinâmica do cavaco	[mm]
iC - diâmetro do inserto de corte	[mm]
K_{ac} - coeficiente de cisalhamento na direção axial	[N/mm]

K_{ae} - coeficiente de contato da aresta na direção axial	[N]
K_{rc} - coeficiente de cisalhamento na direção radial	[N/mm]
K_{re} - coeficiente de contato da aresta na direção radial	[N]
K_{tc} - coeficiente de cisalhamento na direção tangencial	[N/mm]
K_{te} - coeficiente de contato da aresta na direção tangencial	[N]
$k(x,y)$ - coeficiente de rigidez para modelo dinâmico de fresamento	[N/m]
L - comprimento da ferramenta	[mm]
N - rotação da ferramenta	[rpm]
T - período de uma revolução	[s]
R_a - rugosidade média	[μm]
$VB_{m\acute{a}x}$ - desgaste de flanco máximo	[mm]
v_c - velocidade de corte	[m/min]
v_f - velocidade de avanço	[mm/min]
(x,y,z) - eixo de coordenadas da máquina-ferramenta	
$y(t)$ - modulação da superfície interna da cavaco	
$y(t-T)$ - modulação da superfície externa do cavaco	
<i>Letras Gregas</i>	
α - fase alfa / liga alfa	
$\alpha+\beta$ - liga alfa-beta	
β - fase beta / liga beta	
γ - densidade do material	[g/cm ³]
γ_o - ângulo de saída da ferramenta	[°]
φ - ângulo instantâneo da direção de avanço	[°]
φ_{st} - ângulo entre o ponto de entrada do dente e a vertical	[°]

φ_{ex} - ângulo entre o ponto de entrada do dente e a vertical	[°]
φ_0 - ângulo de contato total	[°]
σ_e - limite de escoamento	[MPa]
σ_u - limite de resistência à tração	[MPa]
κ_r - ângulo de posição da ferramenta	[°]

Siglas

BCBN - *binderless cubic boron nitride*

CBN - *cubic boron nitride*

CCC - estrutura cúbica de corpo centrado

CVD - *chemical vapour deposition*

CP - comercialmente puro

CPD - corpo de prova

EDS - *Energy Dispersive x-ray Spectrometer*

HC - estrutural hexagonal compacta

HSM - *high speed machining*

MD - metal duro

MEV - Microscópio Eletrônico de Varredura

PCD - *polycrystalline diamond*

PVD - *physical vapour deposition*

SAE - *Society of Automotive Engineers*

TMCA - *Titanium Metals Company of America*

1 INTRODUÇÃO

O interesse pelo titânio e suas ligas tornou-se expressivo no final da década de 40 e início da década de 50 a partir de um maior reconhecimento do potencial de suas propriedades em aplicações aeronáuticas. O primeiro produto usinado de titânio foi produzido pela TMCA (*Titanium Metals Company of America*) por volta de 1950. Desde então a produção de componentes de titânio vem crescendo a uma taxa média anual de 8 %, apesar das grandes variações nos primeiros anos, devido à variação da demanda deste material pela indústria aeroespacial. Atualmente o titânio e suas ligas já assumiram um papel de grande importância tanto na indústria aeroespacial (componentes estruturais e de motores) quanto na indústria petroquímica e de biomateriais, beneficiadas pela alta resistência à corrosão e boa biocompatibilidade (BOYER, WELSCH e COLLINGS, 1994).

A combinação de propriedades como alta resistência mecânica, baixa densidade, resistência à corrosão, boa tolerância tecidual e manutenção das características em altas temperaturas, configuram o titânio e suas ligas como um material excepcional para projetistas das mais diversas áreas, tanto no emprego industrial convencional, quanto para usos alternativos como arquitetura, artes, artigos para *hobby* (canivetes, facas, armações de óculos), artigos para esportes (equipamentos para escalada, raquetes de tênis, tacos de golfe), equipamentos de segurança pessoal (blindagem de veículos, coletes à prova de balas, luvas de proteção) etc. (DESTEFANI, 1990).

Por outro lado, o alto custo e dificuldades encontradas na extração, beneficiamento e produção de componentes em titânio impedem sua maior utilização. A etapa de usinagem é particularmente crítica na manufatura de peças em titânio. Estas ligas apresentam pior usinabilidade quando comparados a aços de dureza equivalente (ZLATIN e FIELD, 1973). Dentre os problemas encontrados durante a usinagem de ligas de titânio têm-se: altas temperaturas de corte, altas pressões de corte sobre a aresta da ferramenta, alta afinidade química com os materiais das ferramentas, baixo módulo de elasticidade do titânio e problemas com integridade superficial das peças usinadas.

Como resultado destas adversidades, acelerado desgaste de ferramenta e vibrações excessivas (*chatter vibrations*) impedem o emprego de altas velocidades de corte. Velocidades de corte usuais para a indústria situam-se em torno de 30 e 60 m/min para ferramentas de aço rápido e metal duro, respectivamente, resultando em processos de baixa produtividade (RAHMAN, WANG e WONG, 2006).

Desta forma, o presente trabalho tem como objetivo aprimorar o entendimento da usinagem do titânio, em especial do processo de fresamento frontal da liga Ti-6Al-4V com ferramentas de metal duro revestidas, buscando continuar o trabalho de Antonialli. O enfoque tecnológico será a influência de diferentes materiais de porta-ferramenta no amortecimento das vibrações do processo. Aqui vai se buscar, dentre outras coisas, verificar se o uso de porta-ferramentas de metal duro que, supostamente possuem frequências naturais maiores que os de aço, diminuem a vibração do sistema e, por isso, alongam a vida da ferramenta. A frequência natural de uma viga em flexão é proporcional, dentre outros fatores, à relação $\sqrt{E/\gamma}$, onde E é o módulo de elasticidade e γ é a densidade (HARRIS e CREDE, 1961). Como os módulos de elasticidade do aço e do metal duro são, respectivamente, 200 e 600 GPA e suas massas específicas são 7,8 e 14,5 g/cm³, resulta que, quando se compara duas fresas com mesmos parâmetros geométricos, as frequências naturais de flexão para o metal duro serão maiores que para o aço. Porém, há que se considerar ainda o efeito do amortecimento destes materiais. A hipótese que se quer testar neste trabalho é que, devido à maior frequência natural da fresa com corpo de metal duro, ela deve gerar vibração menor que a fresa com corpo de aço no fresamento de liga de titânio e, assim, propiciar maior vida da aresta de corte.

Para isso constituiu-se um trabalho com as seguintes partes: capítulo 2 traz a revisão da literatura sobre os aspectos metalúrgicos e sobre a usinabilidade das ligas de titânio, em especial da liga Ti-6Al-4V; o capítulo 3 aborda os materiais e métodos utilizados no desenvolvimento deste trabalho; no capítulo 4 é feita a análise e discussão dos resultados obtidos nos testes de fresamento frontal da liga de titânio e no capítulo 5 são apontadas as conclusões e sugeridas idéias para trabalhos futuros em relação ao tema abordado.

2 REVISÃO DA LITERATURA

O elemento químico titânio é amplamente distribuído através do universo. Ele foi descoberto nas estrelas, na poeira interestelar, em meteoritos e na superfície da terra. Sua concentração na crosta terrestre é cerca de 0,6 %, ocupando a quarta posição entre os mais abundantes metais estruturais (depois de alumínio, ferro e magnésio). Sua predominância é cerca de 20 vezes maior que a do cromo, 30 vezes maior que a do níquel, 60 vezes maior que a do cobre, 100 vezes maior que a do tungstênio e 600 vezes maior que a do molibdênio. Entretanto, apesar da sua grande abundância, o titânio não é frequentemente encontrado em concentrações economicamente viáveis de exploração (BOYER, WELSCH e COLLINGS, 1994).

Outro aspecto relevante do titânio é o seu método de refinamento de alto consumo energético. A energia requerida para produzir 1 tonelada de titânio a partir do seu minério é 16 vezes maior que a energia necessária para processar a mesma tonelada de aço, 3,7 vezes maior que a necessária para 1 tonelada de ferrocromo e 1,7 vezes maior que a necessária para processar 1 tonelada de alumínio (BOYER, WELSCH e COLLINGS, 1994).

A combinação destes dois aspectos contribui para o alto custo do titânio. A tabela 2.1 aponta o custo comparativo de alguns materiais de engenharia, sendo o titânio cerca de 4 a 3 vezes mais caro que o aço inoxidável e 3,5 vezes mais caro que o alumínio.

Tabela 2.1 Preço de alguns materiais de engenharia (adaptado de PADILHA, 2000)

Material	Preço (US\$/tonelada)
Diamante industrial de alta qualidade	500.000.000
Platina	16.500.000
Ouro	14.500.000
Tungstênio	19.500
Titânio	8.300
Aço inoxidável	2.700
Alumínio	2.400
Aço doce	350

Entretanto, mesmo com as dificuldades apontadas, o titânio qualifica-se como uma das principais escolhas para componentes aeroespaciais, devido a características como alta resistência específica (relação resistência-peso) a qual é mantida em altas temperaturas, sua resistência à fratura e excepcional resistência à corrosão (EZUGWU e WANG, 1997).

A alta resistência específica do titânio (relação resistência-peso) em conjunto com sua baixa densidade ($4,5 \text{ g/cm}^3$ do Ti-6Al-4V contra $7,9 \text{ g/cm}^3$ do aço SAE 4130) possibilita uma sensível redução de massa e volume, quando comparados com os mesmos componentes fabricados em aço e ligas de alumínio respectivamente (BOYER, 1996). Um bom exemplo da função estrutural do titânio é a aeronave *787-Dreamliner* da Boeing (figura 2.1). Esta nova linha de jatos comerciais, com a produção iniciada em 2006, apresenta um aumento no uso de componentes de titânio para cerca de 15 % do total da estrutura da aeronave (HALE, 2006).

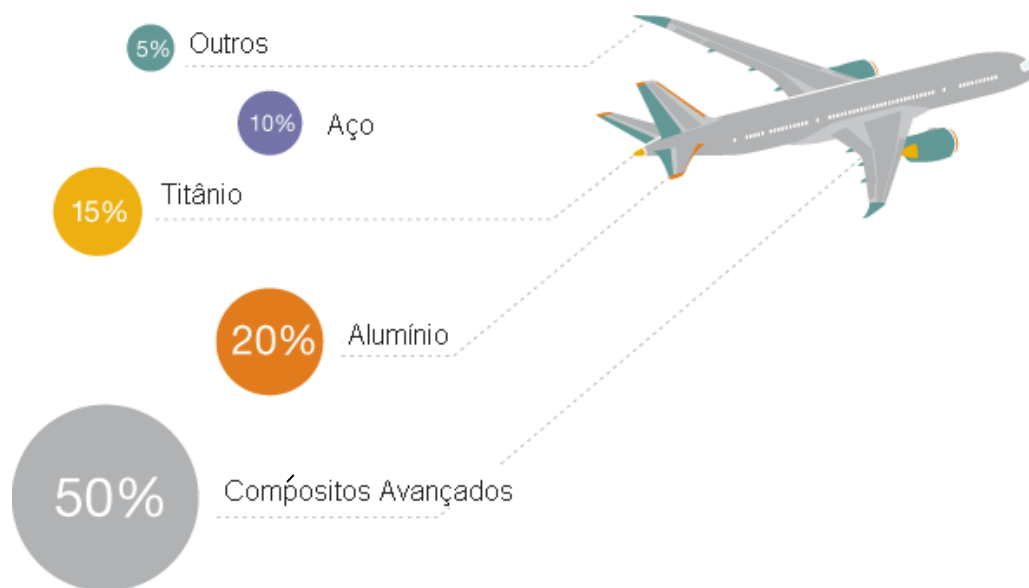


Figura 2.1 Distribuição e percentual de uso de ligas de titânio e outros materiais no jato comercial *787-Dreamliner* da Boeing (adaptado de HALE, 2006)

Pode-se também citar outras aplicações não aeroespaciais para o titânio, como pás de turbinas a vapor, equipamentos de armazenagem de hidrogênio, supercondutores de alta corrente, tubos condensadores para geradores de energia nuclear, e outras aplicações em que se necessita

resistência à corrosão, como equipamentos para perfuração petrolífera em alto-mar, cilindros marinhos submersíveis, estações de dessalinização, estação de tratamento de água e indústria petroquímica (BOYER, WELSCH e COLLINGS, 1994). A figura 2.2 traz exemplos de componentes fabricados em ligas de titânio.



Figura 2.2 Exemplo de componentes confeccionados em titânio: (a) corda de junção asa-fuselagem (adaptado de DENKENA, KÖHLER E DEGE, 2008), (b) válvula e bomba para indústria química e (c) turbina a gás (adaptado de EYLON, NEWMAN e THORNE, 1990)

Além do uso convencional já citado, as propriedades únicas do titânio o tornam muito atrativo para projetistas das mais variadas indústrias (componentes automotivos para competição, peças de arte e estruturas arquitetônicas, relógios, armações de óculos, ferramentas manuais, facas etc.) (DESTEFANI, 1990). A figura 2.3 traz um quadro de bicicleta para prática de esporte de alto desempenho, em que resistência e leveza são pontos fundamentais. Neste caso, o triângulo

dianteiro foi fabricado com tubos da liga Ti-3Al-2,5V e a balanço traseira em fibra de carbono (TITUS CYCLES, 2009).



Figura 2.3 Quadro de bicicleta para prática de ciclismo de alto desempenho, confeccionado em titânio (adaptado de TITUS CYCLES, 2009)

Outra área de proeminente desenvolvimento científico é a utilização de titânio puro e suas ligas como material biomédico. O uso da liga Ti-6Al-4V para próteses de articulação cresceu significativamente a partir do final da década de 70 devido à sua alta resistência, baixo módulo de elasticidade, excelente resistência à corrosão e boa tolerância tecidual (boa biocompatibilidade). Atualmente, suas aplicações incluem próteses de articulação do quadril e joelho; implantes femoral e tibial; componentes para fixação de fraturas/traumas (pinos, placas, parafusos, fios, arames); e implantes dentários (WANG, 1996).

Próteses da articulação do quadril, ou articulações coxofemoral artificiais, consistem em uma junta esférica (cabeça do fêmur e taça) e uma haste femoral, como apresentado na figura 2.4(c). A junta esférica deve ser posicionada de maneira que ela possa reproduzir o movimento natural da articulação da bacia, enquanto que a haste femoral posiciona a cabeça do fêmur em relação aos outros componentes da articulação. Esta haste é ancorada permanentemente dentro do canal intramedular do fêmur e a taça é fixada alargando o acetábulo natural da bacia (LIU, CHU e DING, 2004).

Procedimentos de osteossíntese (figura 2.4(b)), método de tratamento cirúrgico de ossos fraturados realizados com implantes de placas e parafusos de titânio, e a maioria dos implantes dentários, geralmente constituídos por um parafuso e um dente artificial (figura 2.4(a)), são osteointegrados, de maneira que os componentes fabricados em titânio “fundem-se” ao osso. É interessante que a superfície do titânio e de suas ligas tenha sua rugosidade aumentada através de processos tecnológicos (jateamento abrasivo, pulverização de plasma, entalhe químico etc.) melhorando a deposição óssea e diminuindo o tempo de calcificação do membro fraturado ou do dente implantado (LIU, CHU e DING, 2004).

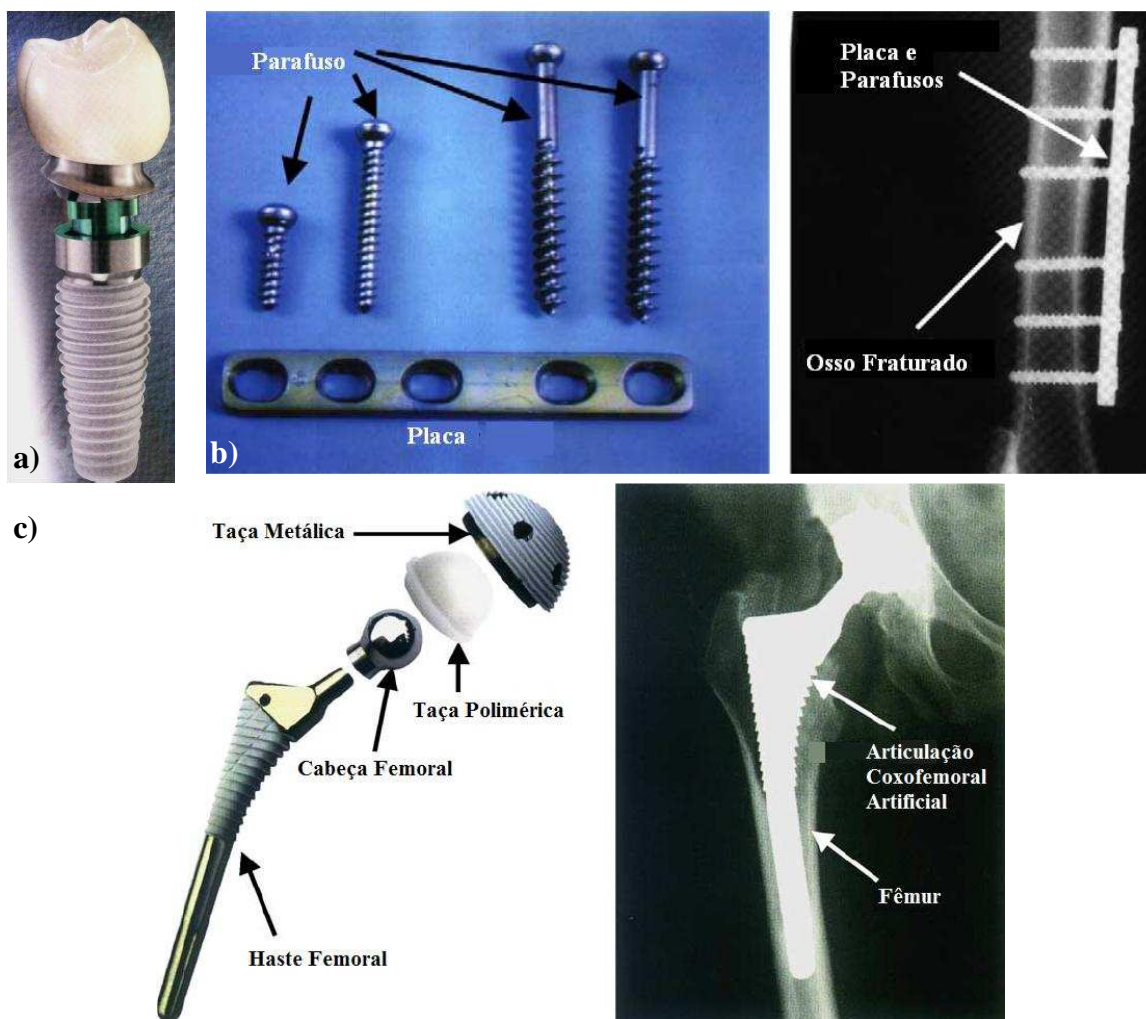


Figura 2.4 Exemplo de componentes biomédicos fabricados em ligas de titânio: (a) implante dentário, (b) placa e parafusos para osteossíntese e (c) articulação coxofemoral artificial (adaptado de LIU, CHU e DING, 2004)

2.1 Metalurgia das ligas de titânio

Fontes concentradas do metal titânio são encontradas nos minerais anatásio, titanomagnetita, brookita, rutílio e ilmenita, sendo os dois últimos os mais importantes para a extração de titânio. O método de produção de titânio mais conhecido é o processo Kroll, que consiste na redução em reator com atmosfera inerte de TiCl_4 com magnésio, ambos em estado líquido. O tetra-cloreto é preparado através da cloração de uma mistura de carbono com rutílio ou ilmenita. Os produtos da reação são a esponja de titânio (na forma de uma massa porosa, cinzenta) e cloreto de magnésio sendo, na maioria das vezes, drenados do reator como líquidos. O MgCl_2 é reciclado eletroliticamente e a esponja de titânio é consolidada por fusão a arco (BOYER, WELSCH e COLLINGS, 1994).

A reutilização de sucata de titânio proporciona uma produção de lingotes de titânio mais econômica quando comparado com a produção a partir do titânio esponja. Se controlada adequadamente, a adição do refugo de titânio é completamente aceitável e pode até mesmo ser utilizada em aplicações estruturais críticas, como componentes rotativos de turbinas a jato. Todas as formas de refugo podem ser refundidas (cavacos de usinagem, retalhos de corte, rebarbas de forja e fundição). Para ser utilizado adequadamente, antes de ser refundido o refugo deve ser completamente limpo e cuidadosamente separado por tipo de liga e pureza. Toda a carepa de titânio também deve ser removida, pois a sua adição pode produzir inclusões refratárias ou porosidade excessiva no lingote. No caso de cavacos de usinagem com ferramentas de metal duro, todas as partículas da ferramenta aderidas aos cavacos também devem ser removidas, evitando assim o surgimento de inclusões. A separação/classificação imprópria dos refugos pode resultar em ligas fora da composição, comprometendo potencialmente as propriedades do titânio refundido (LAMPMAN, 1990).

2.1.1 Classificação metalográfica das ligas de titânio

O titânio existe em duas formas cristalográficas. Em temperatura ambiente, o titânio comercialmente puro (sem liga) apresenta uma estrutura cristalina hexagonal compacta (HC),

designada fase alfa (α). Na temperatura de 883 °C ocorre a transformação para a estrutura cúbica de corpo centrado (CCC), designada fase beta (β). A manipulação destas variações cristalográficas através da adição de elementos de liga e tratamentos termomecânicos é a base para o desenvolvimento de uma grande variedade de ligas com diferentes propriedades. De acordo com a fase presente, ligas de titânio podem ser classificadas como ligas α , β e $\alpha+\beta$ (DESTEFANI, 1990). Alguns autores ainda complementam a classificação do titânio com uma quarta classe chamada liga semi- α (*near- α alloy*). Em seguida serão descritos sucintamente as características de cada liga de titânio.

- **Liga α :** este é o grupo chamado de titânio comercialmente puro (CP), sendo o oxigênio e o ferro os elementos de liga primários. Caracteriza-se por uma excelente resistência à deformação por fluência, e suas principais aplicações se dão em ambientes altamente corrosivos ou em criogenia, onde as temperaturas são muito baixas. Não é termicamente tratável e, por isso, sua soldabilidade é considerada ótima (EZUGWU, BONNEY E YAMANE, 2003). Como exemplo, tem-se a liga Ti-3Al-2,5V que apresenta excelente conformabilidade a frio e resistência mecânica 20 a 50% maior que titânio não-ligado. Geralmente usado para construção de estruturas tubulares, também é encontrado na forma de chapas, tubos sem costura, peças forjadas e laminadas (BOYER, WELSCH e COLLINGS, 1994).
- **Liga semi- α (*near- α alloy*):** esta liga contém estabilizadores α (Al, Sn) em conjunto com uma menor quantidade de estabilizadores β (Mo, V). Em temperatura ambiente, a microestrutura é basicamente caracterizada pela fase α com pequena proporção da fase β . São usadas principalmente para componentes que operam entre 400 e 520 °C (EZUGWU, BONNEY E YAMANE, 2003). A liga Ti-8Al-1Mo-1V, facilmente disponível pelos produtores de titânio, apresenta o maior módulo de elasticidade de todas as ligas comercializadas e boa resistência à deformação por fluência em temperaturas até 455 °C. Utilizado em componentes da turbina e fuselagem de aeronaves, encontra-se disponível na forma de tarugos, chapas, peças forjadas e perfis extrudados (BOYER, WELSCH e COLLINGS, 1994).
- **Liga $\alpha+\beta$:** possuem elementos estabilizadores das fases α e β , sendo sua microestrutura à temperatura ambiente caracterizada por uma mistura das duas fases. Possui maior

resistência mecânica que as ligas α e uma boa combinação de propriedades que garantem um melhor desempenho na faixa de 315 a 400 °C. Possui resistência à corrosão superior à de ligas de alumínio e aços de baixa liga e, por isso, são preferidas na maioria das aplicações da indústria aeroespacial. Ligas com alto teor de estabilizantes β mostram maior capacidade de endurecimento, o que as torna menos atrativas para a fabricação de componentes em que juntas soldadas são requeridas (EZUGWU, BONNEY E YAMANE, 2003). Ti-6Al-4V é a principal representante desta classe e a mais utilizada dentre todas as ligas de titânio, correspondendo a cerca de 50 % da produção mundial. É empregada principalmente na produção de componentes aeroespaciais, destacando-se também a grande participação na fabricação de próteses médicas. Disponível na forma de tarugos, chapas, peças forjadas e perfis extrudados (BOYER, WELSCH e COLLINGS, 1994).

- **Liga β :** as ligas deste grupo caracterizam-se por um aumento da suscetibilidade ao endurecimento e encruamento devido à presença de elementos β estabilizadores. Ligas β apresentam alta resistência à corrosão sob tensão, boa forjabilidade e conformabilidade a frio e podem ser tratadas termicamente (EZUGWU, BONNEY E YAMANE, 2003). Ti-13V-11Cr-3Al foi a primeira liga β desenvolvida na década de 50. Por muitos anos foi a única liga β comercialmente representativa, sendo atualmente ainda utilizada como chapas e molas na indústria aeronáutica, indicada para situações em que altíssima resistência mecânica é necessária por curtos períodos de tempo (BOYER, WELSCH e COLLINGS, 1994).

Em termos gerais, pode-se dizer que as ligas alfa apresentam maior dureza a quente e soldabilidade, enquanto as ligas beta apresentam maior conformabilidade e endurecibilidade. Ligas alfa-beta, como a liga Ti-6Al-4V, apresentam todas estas propriedades em um nível intermediário (ANTONIALLI, 2009). A tabela 2.2 mostra qualitativamente os efeitos dos elementos de liga nas características metalúrgicas do titânio.

Tabela 2.2 Influência dos elementos de liga na estrutura e propriedades mecânicas do titânio (adaptado de DONACHIE JR, 1989)

Elementos α estabilizadores: alumínio, oxigênio, nitrogênio			Elementos β estabilizadores: ferro, molibdênio, vanádio, cromo, manganês	
Liga α	Semi- α	Liga α - β	Semi- β	Liga β
Ti não-ligado Ti-5Al-2,5Sn	Ti-5Al-6Sn-2Zr- 1Mo-0,2Si Ti-8Al-1Mo-1V	Ti-6Al-4V Ti-6Al-6V-2Sn	Ti-8Mn	Ti-8Mo-8V-2Fe- 3Al Ti-13V-11Cr-3Al
Maior Densidade				→
Melhor resposta ao tratamento térmico				→
Maior resistência de curto-período de tempo				→
←	Maior resistência à fluência			
Maior suscetibilidade à deformação				→
←	Soldabilidade melhorada			
Forjabilidade/conformabilidade melhorada				→

2.1.2 Características da liga Ti-6Al-4V

Como já citado anteriormente, a liga $\alpha+\beta$ Ti-6Al-4V é a mais utilizada atualmente, com mais de 80 % da sua produção destinada à indústria aeroespacial, sendo sua segunda maior aplicação (3 %) o uso biomédico (próteses cirúrgicas).

Em relação à composição química, algumas variações podem ser encontradas. Dependendo da aplicação, o teor do oxigênio pode variar entre 0,08 e 0,20 % da massa total, nitrogênio pode ser ajustado até 0,05 %, alumínio até 6,75 % e vanádio pode atingir até 4,5 %. Quanto maior a concentração destes elementos, em particular o oxigênio e nitrogênio, maior será a resistência

mecânica. De maneira oposta, baixas concentrações de oxigênio, nitrogênio e alumínio resultarão em melhores condições de ductilidade, resistência à fratura, resistência contra propagação de trincas e maior resistência à corrosão sob tensão (BOYER, WELSCH e COLLINGS, 1994).

Apesar da forma recozida ser a mais comum comercialmente, alguns tratamentos térmicos também podem ser empregados. Por exemplo, para melhorar a usinabilidade desta liga, deixando-a mais “macia”, ela deve ser aquecida até cerca de 730 °C, mantida nesta temperatura por 4 horas, procedendo com resfriamento no próprio forno até uma temperatura de 25 °C. Este tratamento, chamado de recozimento laminado (*mill annealing*), produz uma microestrutura de cristais globulares β em uma matriz α , como visualizado na figura 2.5 (DONACHIE JR, 1989).

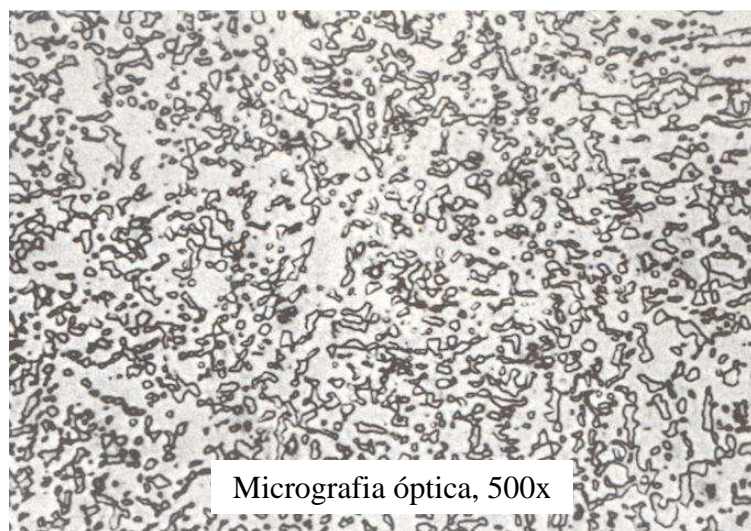


Figura 2.5 – Microestrutura do Ti-6Al-4V, recozido laminado por 4h a 730 °C (adaptado de DONACHIE JR, 1989)

A tabela 2.3 aponta as propriedades mecânicas do titânio para três condições distintas: comercialmente puro, liga Ti-6Al-4V sem tratamento térmico e a mesma liga tratada pelo processo de recozimento laminado (*mill annealing*).

**Tabela 2.3 Comparativo das propriedades mecânicas do titânio para diferentes condições
(adaptado de DONACHIE JR, 1989)**

Material	limite de resist. à tração (Mpa)	limite de escoamento (Mpa)	alongamento uniforme (%)	módulo de elasticidade (Gpa)	massa específica (g/cm ³)
Titânio CP	345	344	5	103	4,5
Ti-6Al-4V sem t. térmico	896	827	10	114	
Ti-6Al-4V <i>mill annealed</i>	1069	945	10	---	
Aço AISI 4340 (*)	745	473	22	190-210	7,8

(*) acrescentado à tabela com finalidade comparativa

2.2 Fresamento de titânio

Historicamente, o titânio é lembrado com um material de difícil usinagem. Em 1955, Siekmann afirmou que a usinagem de titânio e de suas ligas sempre seria um problema, não importando quais técnicas fossem empregadas para transformar este metal em cavaco.

Com o crescimento da aceitação do titânio em diversas indústrias, juntamente com o ganho de experiência dos profissionais envolvidos, tem-se hoje uma ampla base de conhecimento sobre a usinagem de titânio. Atualmente os fabricantes sabem que, com os procedimentos adequados, titânio pode ser usinado com técnicas não muito diferentes daquelas utilizadas para o aço inox austenítico. Quando os parâmetros de usinagem são selecionados adequadamente para uma determinada liga de titânio, taxas razoáveis de produção podem ser alcançadas a custos satisfatórios (DONACHIE JR, 1989).

2.2.1 Usinabilidade de ligas de titânio

A dificuldade em se usinar titânio, ou seja, a sua pior usinabilidade está diretamente relacionada com as propriedades físicas, químicas e mecânicas deste metal. Mesmo que as forças de usinagem necessárias para o corte do titânio estejam próximas das forças para o corte de aço, de alguma maneira as características metalúrgicas do titânio pioram a sua usinabilidade quando comparadas a aços de dureza equivalente. As principais características serão descritas em seguida.

- **Altas temperaturas de corte:**

O titânio é um péssimo condutor de calor, com apenas 1/6 da condutividade térmica de aços. Com isso, o calor gerado pelo processo de corte não pode se dissipar rapidamente. Desta maneira, a maior parte deste calor fica concentrada na aresta de corte (DONACHIE JR, 1989).

Segundo Ezugwu e Wang (1997), aproximadamente 80 % do calor gerado na usinagem de Ti-6Al-4V fica na própria ferramenta de corte, devido à impossibilidade que este seja rapidamente dissipado junto com o escoamento dos cavacos ou transferido para dentro da peça. Pesquisas sobre a distribuição do calor na zona de corte mostraram gradientes de temperatura muito abruptos e uma zona termicamente afetada muito pequena e próxima à aresta de corte, resultando assim em altíssimas temperaturas na interface cavaco-ferramenta, próximos de 1.100 °C (figura 2.6).

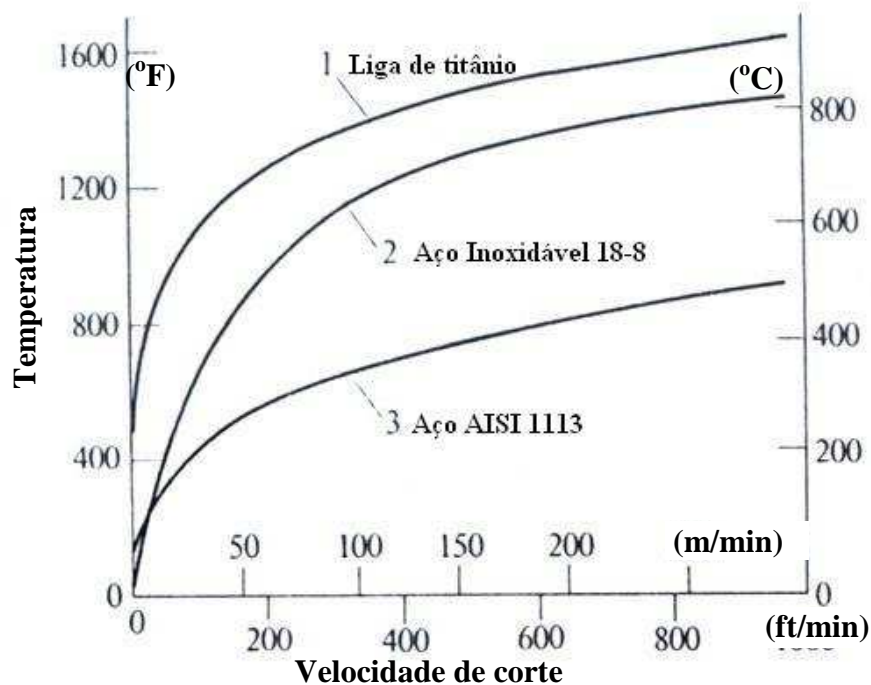


Figura 2.6 Variação da temperatura na interface cavaco-ferramenta no torneamento com insertos de metal duro (adaptado de SHAW, 1986)

Durante a formação do cavaco, a baixa condutividade térmica do titânio também provoca um fenômeno chamado de cisalhamento adiabático. O calor gerado na deformação inicial do material da peça em contato com a ferramenta causa o amaciamento térmico e conseqüente aumento do cisalhamento e deformação. Devido à baixa condutividade térmica, forma-se uma região mais quente e estreita na zona de corte (plano de cisalhamento primário, região indicada por C na figura 2.7). Em função da alta temperatura, esta região possui tensão de cisalhamento mais baixa e, assim, ocorre cisalhamento concentrado nela. A região que vem a seguir, e que não está tão quente, exige maiores esforços para o seu cisalhamento. O resultado é a formação de um cavaco segmentado, como um dente de serra, devido à alternância de faixas de altas taxas de cisalhamento e faixas de menor deformação (SHAW, 1986).

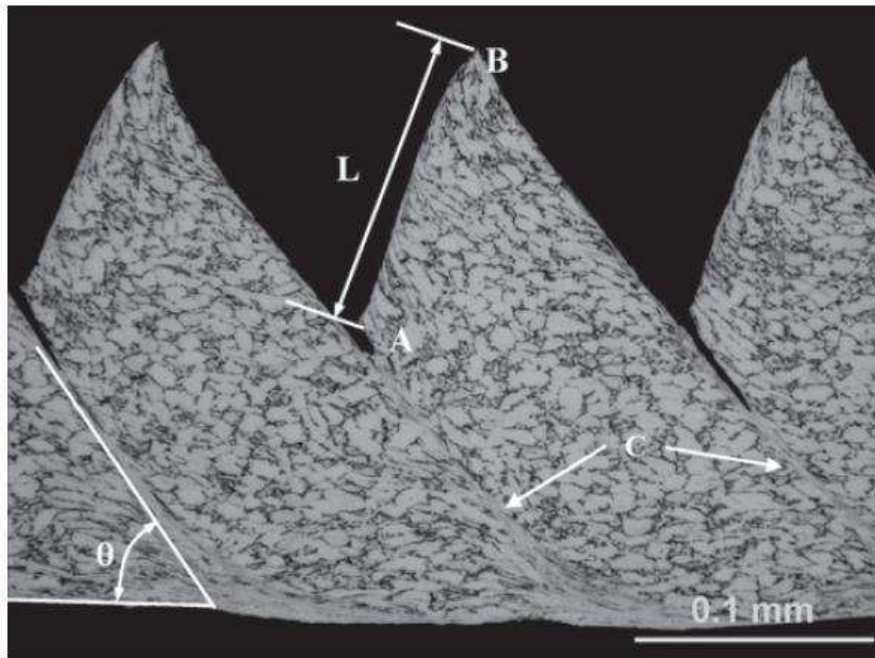


Figura 2.7 Seção transversal de um típico cavaco serrilhado de Ti-6AL-4V (SUN, BRANDT e DARGUSCH, 2009)

- **Altas pressões de corte:**

Embora as forças de corte e potência consumidas pela máquina-ferramenta durante a usinagem de titânio sejam similares às obtidas no corte de aços (tabela 2.4), ocorre uma solicitação mecânica muito maior próximo à aresta de corte. Isto pode ser atribuído à pequena área de contato cavaco-ferramenta na superfície de saída (menos de 1/3 do comprimento de contato do aço quando usinado com o mesmo avanço e profundidade de corte (RAHMAN, WONG E ZAREENA, 2003) causada pelo cavaco segmentado formado, pelos altos coeficientes de atrito (que resultam em um ângulo de cisalhamento maior e conseqüentemente menor espessura do cavaco) e também em parte pela alta resistência de deformação das ligas de titânio mesmo em altas temperaturas (maiores deformações ocorrem apenas acima de 800 °C) (EZUGWU e WANG, 1997).

Tabela 2.4 Comparativo de potência média para o torneamento, furação e fresamento de titânio em relação ao aço (adaptado de DONACHIE JR, 1989)

Material	Dureza	torneamento aço-rápido e metal duro (*)	furação aço-rápido e metal duro (*)	fresamento aço-rápido e metal duro (*)
Aços	35-40 R _c	1,4	1,4	1,5
Ligas de titânio	250-375 BHN	1,2	1,1	1,1
(*) Potência requerida pelo eixo-árvore da máquina-ferramenta para arestas de corte novas [hp/pol ³ /min]				

- **Afinidade química:**

Nas altas temperaturas atingidas durante a usinagem do titânio (acima de 500 °C), observa-se uma grande afinidade química com quase todos os materiais das ferramentas de corte disponíveis. Isto resulta na adesão de partículas do material na ferramenta, causando desgaste difusivo, lascamento e conseqüente falha prematura (EZUGWU e WANG, 1997). Conforme pode ser observado na figura 2.8, a adesão do material da peça foi constatada em pesquisas desenvolvidas por Jawaid, Sharif e Koksai (2000) para estudo dos mecanismos de falha de ferramentas de metal duro revestidas no fresamento frontal de Ti-6Al-4V.

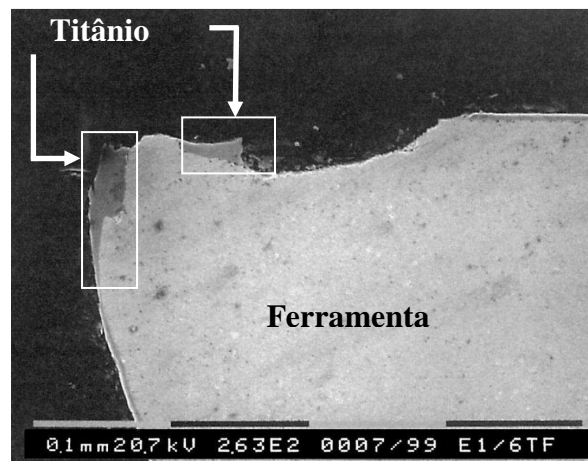


Figura 2.8 Adesão de material da peça no flanco e face da ferramenta; fres. frontal, $v_c = 100$ m/min e $f_z = 0,15$ mm (adaptado de JAWAID, SHARIF e KOKSAL, 2000)

- **Baixo módulo de elasticidade:**

O titânio tem um relativo baixo módulo de elasticidade, grande zona elástica e alto limite de resistência à tração. Quando submetido à pressão de corte, o titânio deforma-se elasticamente quase duas vezes mais que aço-carbono, com grande recuperação elástica na superfície de folga da ferramenta. Desta forma, a espessura de corte próxima à aresta torna-se bastante variável ocorrendo uma ação vibratória (*chatter*) conforme a ferramenta entra na zona de corte. Isto resulta em um menor ângulo de folga efetivo, aumento do atrito e desgaste prematuro do flanco. Em fresamento, o ciclo de deformação e recuperação elástica é ainda mais crítico, pois faz com que a espessura de cavaco seja variável de uma aresta para a outra, incentivando mais ainda a vibração. Outro fator importante para o surgimento de vibrações auto-excitadas é o processo de “cisalhamento termoplástico adiabático” em que os cavacos de titânio são formados, que gera altas forças de corte dinâmicas, chegando até a 30 % do valor das forças estáticas (EZUGWU e WANG, 1997 e RAHMAN, WONG E ZAREENA, 2003).

- **Integridade superficial:**

A integridade superficial da peça induzida pela usinagem geralmente é descrita em função dos aspectos topográficos, mecânicos, metalúrgicos e químicos da superfície. O titânio pode ter sua integridade superficial facilmente deteriorada durante operações usuais de usinagem, em especial na retificação. Estes danos aparecem na superfície usinada na forma de microtrincas, deformações plásticas, transformações de fase, alterações na microdureza, zonas afetadas termicamente e tensão residual. Quando em serviço, os componentes de titânio que tenham sofrido estes danos podem apresentar uma pior resistência à corrosão e à fadiga. Em linhas gerais, operações com maior remoção de material, ou seja, operações com parâmetros de corte mais agressivos resultam em piores valores de resistência à fadiga (DONACHIE JR, 1989 e ZLATIN e FIELD, 1973).

Um ponto importante a ser considerado na integridade superficial das ligas de titânio para componentes aeroespaciais refere-se à vida em fadiga. Segundo Mantle e Aspinwall (2001), tensões residuais compressivas deverão resultar em maior resistência à fadiga já que o pico de carregamento de tensão na superfície da peça seria reduzido, assim como também qualquer trinca em tal superfície não se propagaria. Em pesquisas realizadas por Bentley, Mantle e Aspinwall (1999), substancial aumento da resistência à fadiga foi observado em peças fresadas por HSM quando comparadas com o processo de retificação ou polimento. Isto pode ser explicado pelo

aumento da microdureza e deformação plástica subsuperficial que estão associados às tensões residuais compressivas.

Fluidos de corte cloretados devem ser evitados na usinagem de componentes que serão submetidos a altas temperaturas de trabalho. A presença do cloro torna o titânio suscetível à corrosão sob tensão (FREESE, MICHAEL e WOOD, 2001).

2.2.2 Forças no fresamento de ligas de titânio

Para a análise do comportamento da força de usinagem no fresamento de ligas de titânio, primeiramente faz-se necessária a definição de alguns conceitos particulares ao fresamento frontal. Neste sentido, será adotado o modelo matemático de Altintas (2000) para descrever a dinâmica do processo de fresamento.

Diferentemente do processo de torneamento, no fresamento a espessura instantânea do cavaco varia periodicamente em função do contato da aresta de corte com a peça. A espessura do cavaco pode ser aproximada por:

$$h(\varphi) = f_z \cdot \sin \varphi \cdot \sin \kappa_r$$

Equação 2.1 (adaptado de ALTINTAS, 2000)

onde f_z é o avanço por dente (mm/rev-dente) e φ é o ângulo de contato aresta-peça instantâneo. No caso de operações de fresamento frontal insertos intercambiáveis, o ângulo de hélice da fresa é considerado zero.

As forças de corte tangencial ($F_t(\varphi)$), radial ($F_r(\varphi)$) e axial ($F_a(\varphi)$) são expressas como uma função da área não deformada do cavaco ($ah(\varphi)$) (*uncut chip area*) e do comprimento de contato da aresta (a):

$$\begin{aligned} F_t(\varphi) &= K_{tc} \cdot ah(\varphi) + K_{te} \cdot a \\ F_r(\varphi) &= K_{rc} \cdot ah(\varphi) + K_{re} \cdot a \\ F_a(\varphi) &= K_{ac} \cdot ah(\varphi) + K_{ae} \cdot a \end{aligned}$$

Equação 2.2 (adaptado de ALTINTAS, 2000)

onde K_{tc} , K_{rc} e K_{ac} são os coeficientes referentes à ação de cisalhamento nas direções tangencial, radial e axial, respectivamente, e K_{te} , K_{re} e K_{ae} são os coeficientes referentes ao contato da aresta. Estes coeficientes são considerados constantes para cada conjunto de material de peça-ferramenta, podendo ser calculados tanto empiricamente através de testes de fresamento, quanto por adaptações de modelos matemáticos para o corte oblíquo.

A correlação entre as componentes tangencial, radial e axial e as componentes horizontal, normal e axial das forças de usinagem atuando na aresta de corte (equação 2.3) pode ser derivada a partir do diagrama de equilíbrio mostrado na figura 2.9.

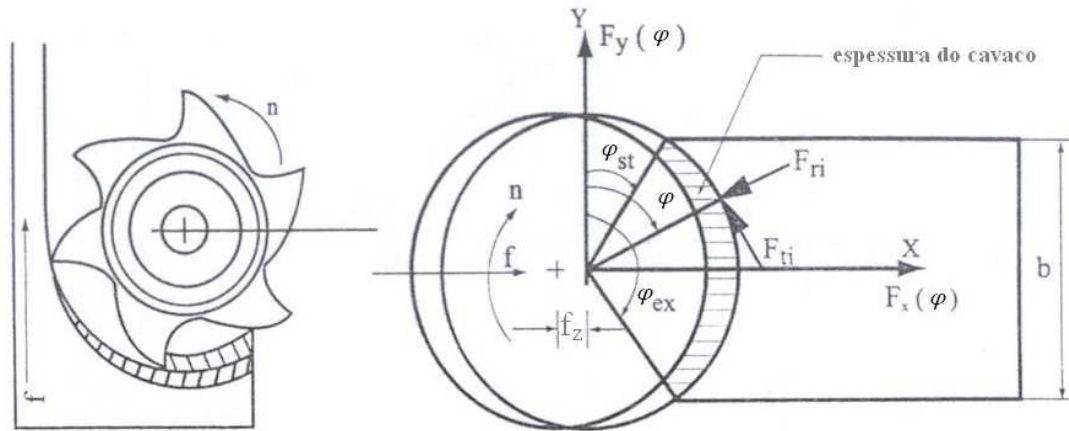


Figura 2.9 Geometria do processo de fresamento (adaptado de ALTINTAS, 2000)

$$\begin{aligned} F_x(\varphi) &= -F_t \cdot \cos(\varphi) - F_r \cdot \sin(\varphi) \\ F_y(\varphi) &= +F_t \cdot \sin(\varphi) - F_r \cdot \cos(\varphi) \\ F_z(\varphi) &= +F_a \end{aligned}$$

Equação 2.3 (adaptado de ALTINTAS, 2000)

Deve-se notar que as forças de corte ocorrem apenas quando a aresta de corte está engajada no corte, ou seja, $\varphi_{st} \leq \varphi \leq \varphi_{ex}$. Outro ponto relevante é que pode haver mais de um dente cortando simultaneamente, dependendo do número de dentes na fresa e da profundidade de corte radial.

A força de corte instantânea resultante, ou força de usinagem instantânea, atuando na aresta de corte (ou na peça) é definida como:

$$F = \sqrt{F_x^2 + F_y^2 + F_z^2}$$

Equação 2.4 (adaptado de ALTINTAS, 2000)

A força de corte, assim como também a potência, ocorre periodicamente em função da frequência de passagem das arestas de corte. Dessa maneira, as forças de corte produzem carregamentos cíclicos na estrutura da máquina-ferramenta, da peça e da ferramenta a cada período de passagem da aresta de corte.

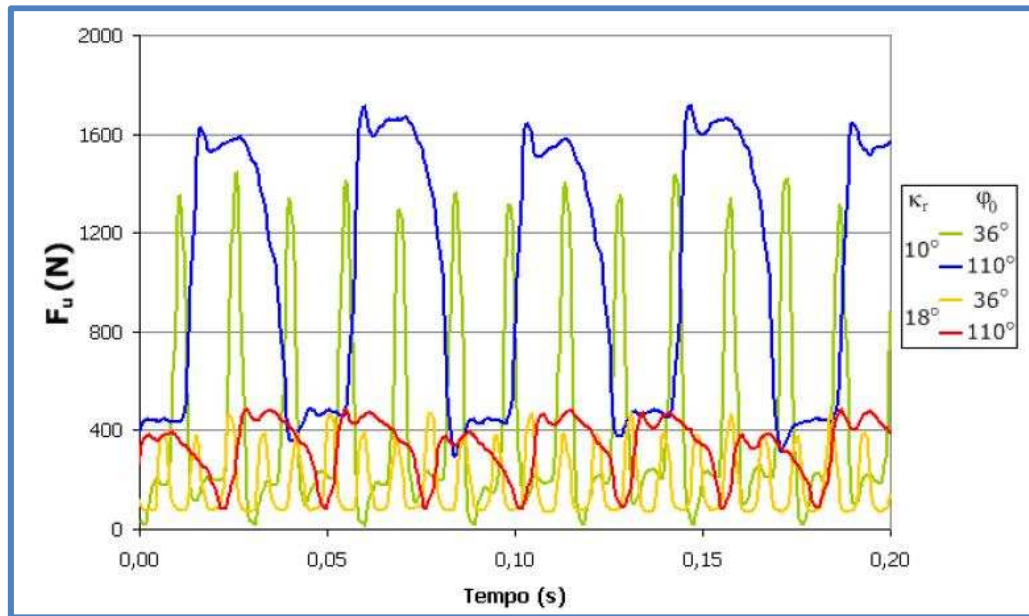
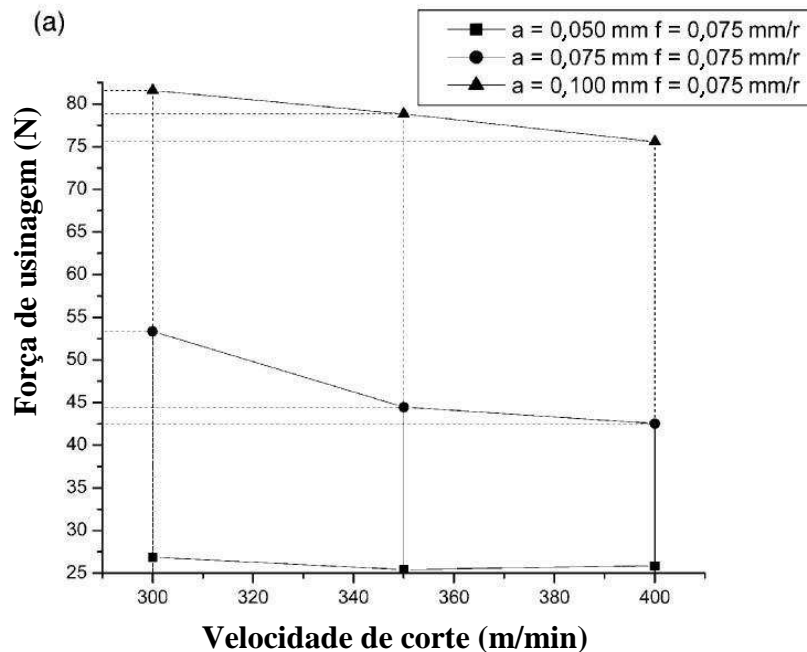


Figura 2.10 Força de usinagem para o fresamento frontal de Ti-6Al-4V (ANTONIALLI, 2009)

Na figura 2.10 pode-se observar o comportamento cíclico da força de usinagem no fresamento. Estes dados foram adquiridos através de dinamômetro piezoelétrico em ensaios de fresamento frontal de titânio para diferentes combinações de κ_r (ângulo de posição da ferramenta) e ϕ_0 (ângulo de contato total). Também pode-se observar que, para as duas condições com maior ângulo de contato ($\phi_0 = 110^\circ$), o período de oscilação da força de usinagem é maior devido ao maior contato aresta-peça em cada revolução da ferramenta (ANTONIALLI, 2009).

Como citado anteriormente, apesar das forças envolvidas na usinagem de titânio estarem na mesma ordem de grandeza das forças requeridas para o corte de aços, a solicitação mecânica na aresta de corte é muito maior.

Wang, Wong e Rahman (2005) analisaram os efeitos dos parâmetros de corte (v_c , a_p e f_z) sobre a força de usinagem para o fresamento frontal em altas velocidades de Ti-6Al-4V com insertos de BCBN (*binderless cubic boron nitride* – nitreto cúbico de boro sem aglomerante). Os resultados dos experimentos (figura 2.11) mostraram que aumentos na profundidade de corte e no avanço levaram a aumentos da força de usinagem. Por outro lado, aumentos da velocidade de corte diminuíram as forças de usinagem, mas com uma influência menor que a do a_p e f_z . O aumento da velocidade de corte resulta no aumento da temperatura na interface cavaco-ferramenta, provocando um amaciamento térmico do titânio, favorecendo a deformação do cavaco. Além disso, o aumento da temperatura pode resultar em alguma diminuição da força de atrito na interface cavaco-ferramenta, diminuindo assim a força de usinagem.



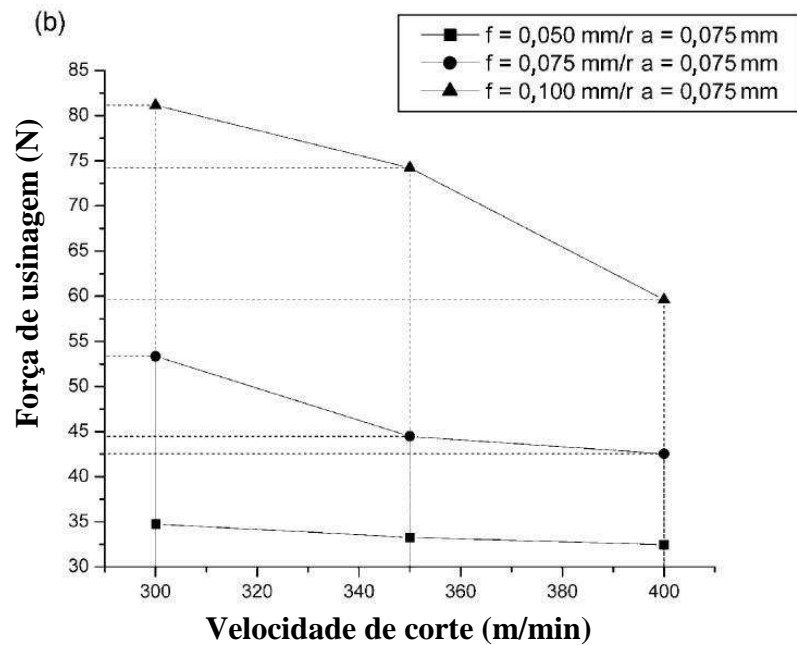


Figura 2.11 Força de usinagem para diferentes condições de corte, (a) efeitos de a_p e v_c na força de usinagem, (b) efeitos de f_z e v_c na força de usinagem (adaptado de WANG, WONG e RAHMAN, 2005)

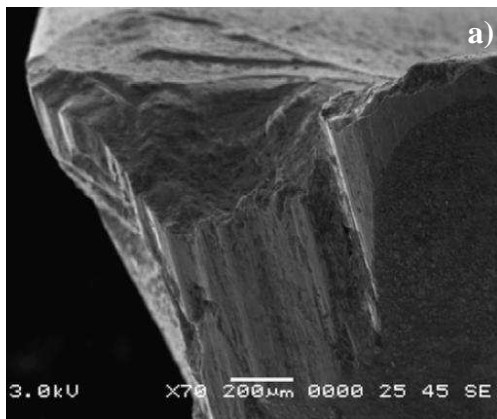
2.2.3 Modos de falha e mecanismos de desgaste

Na usinagem de ligas de titânio a ferramenta de corte é submetida a severos choques mecânicos e térmicos, principalmente em uma pequena área próxima à aresta de corte, resultando em grande influência no desgaste e conseqüentemente na vida da ferramenta. Desgaste de flanco, desgaste de cratera, entalhamento, lascamento e quebra da aresta de corte são os modos de falha predominantes durante a usinagem de ligas de titânio, sendo causados pela combinação de alta temperatura, alta solicitação mecânica, alta afinidade química do titânio com materiais de ferramentas, cisalhamento adiabático do cavaco etc. (EZUGWU e WANG, 1997).

Segundo Jawaid, Sharif e Koksall (2000), os principais modos de falha para ferramentas de metal duro revestidas no fresamento frontal de titânio são o lascamento e o *flaking* (fratura escamosa) da aresta de corte, causados pelos altos esforços cíclicos termo-mecânicos, e também pela adesão de titânio e seu posterior arrancamento da superfície de saída da ferramenta de corte.

A figura 2.12 apresenta exemplos de ferramentas de metal duro desgastadas no fresamento frontal de ligas de titânio. Os mecanismos de desgaste observados nos experimentos de Jawaid, Sharif e Koksai (2000) são:

- **Desplacamento do revestimento (*coating delamination*):** é o primeiro mecanismo de desgaste, atuando na ferramenta nos momentos iniciais do corte, removendo rapidamente a camada de revestimento. Ocorre principalmente na superfície de saída da ferramenta quando altas velocidades de corte e avanço são empregadas. Este deslocamento pode ser atribuído às reações químicas e à propagações de trincas na interface revestimento-substrato (causados por diferentes coeficientes térmicos de expansão do substrato e do revestimento). Com o revestimento desgastado, o substrato da ferramenta fica exposto ao desgaste químico e ao *attrition*.
- **Adesão/Attrition:** sem a camada de revestimento sobre o substrato, ocorre a adesão de material da peça na superfície de saída e de folga da ferramenta. Quando a aresta de corte entrar novamente na peça, o material aderido será esmagado contra o substrato levando ao lascamento e quebra dos carbonetos da aresta de corte. Na maior parte dos casos, o metal aderido é encontrado principalmente no flanco da ferramenta, sugerindo que o metal aderido na superfície de saída é removido junto com o escoamento do cavaco (desgaste de cratera). O desgaste irregular do flanco indica que fragmentos do substrato da ferramenta foram arrancados pelas partículas aderidas da peça, indicando a ocorrência do *attrition*. Com o aumento do tempo de corte, a influência do *attrition* na vida da ferramenta torna-se maior, resultando em sua deterioração.
- **Deformação plástica:** é possivelmente atribuída às altas tensões compressivas e altas temperaturas atingidas no corte, concentradas em uma pequena área de contato cavaco-ferramenta. Em altas velocidades de corte e avanço, deformações mais severas da aresta de corte são esperadas. Outro importante fator que contribui para a deformação plástica é a capacidade do titânio de manter a sua resistência mecânica à altas temperaturas e o corte interrompido, inerente ao fresamento, o que impõe carregamento cíclico à ferramenta.



a) difusão/deformação plástica
MD não revestida – Ti-6Al-4V
 v_c 120 m/min, a_p 1 mm, a_e 32 mm, f_z 0,1 mm;

b) trinca térmica
MD revestida – Ti-6Al-4V
 v_c 100 m/min, a_p 2 mm, a_e 58 mm, f_z 0,15 mm;

c) deslocamento do revestimento
MD revestida – Ti-6242S
 v_c 125 m/min, a_p 2,5 mm, a_e 8 mm, f_z 0,2 mm.

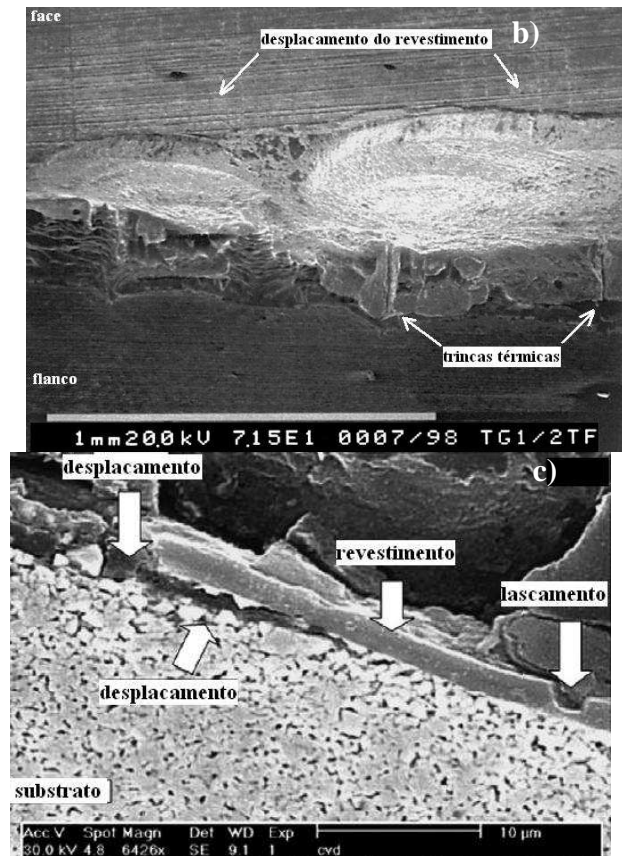


Figura 2.12 Exemplo de mecanismos desgaste para fresamento frontal de titânio com ferramentas de metal duro (adaptado de (a) AMIN, ISMAIL e KHAIRUSSHIMA, 2007; (b) JAWAID, SHARIF e KOKSAL, 2000; (c) ABDEL-AAL, NOUARI, EL MANSORI, 2009)

- **Trincas:** a formação de trincas térmicas é bastante usual no fresamento de titânio devido à flutuação da temperatura de corte na interface cavaco-ferramenta, resultando na variação de tensões na aresta de corte. Esta alternância de aquecimento e resfriamento da aresta de corte ocorre devido principalmente à baixa condutividade térmica do titânio (~ 7 W/mK). A propagação das trincas torna-se mais rápida com o aumento da velocidade de corte e avanço, resultando em falha catastrófica da aresta de corte.

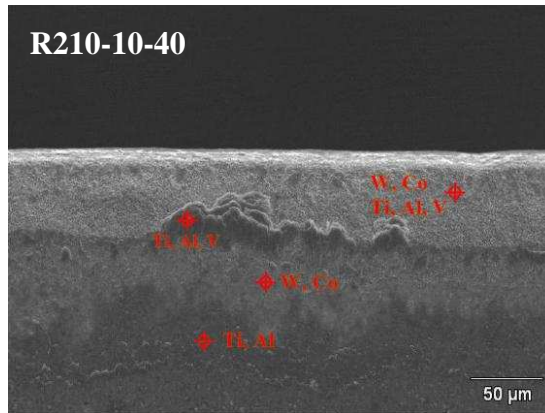
Zhang *et al.* (2009) analisaram o desgaste difusivo para fresamentos em altas velocidades de corte com ferramentas de metal duro sem revestimento. As condições extremas encontradas na interface cavaco-ferramenta (alta temperatura e pressão, atrito intenso, velocidade de escorregamento significativo etc.) e a afinidade química entre o material da peça e o material da ferramenta proporcionam a ativação do processo difusivo, promovendo a movimentação de partículas através de áreas com diferentes concentrações de elementos químicos. Os átomos

transferidos da ferramenta para o cavaco, especialmente tungstênio e carbono, são carregados para fora da zona de corte através do escoamento do cavaco ao longo da área de contato cavaco-ferramenta. A difusão do cobalto, apesar de ocorrer em menor concentração do que a do tungstênio, também é extremamente crítica pois resulta em enfraquecimento do carboneto de tungstênio, tornando-o friável e quebradiço, resultando em sua remoção pelo escoamento de cavaco. Conseqüentemente, ocorre a redução da sua dureza e resistência ao desgaste, resultando na formação de cratera e diminuição da vida da ferramenta. Amin, Ismail e Khairusshima (2007) também indicam a difusão, juntamente com a deformação plástica, como um dos principais mecanismos de desgaste de ferramentas de metal duro não revestidas no fresamento frontal de Ti-6Al-4V.

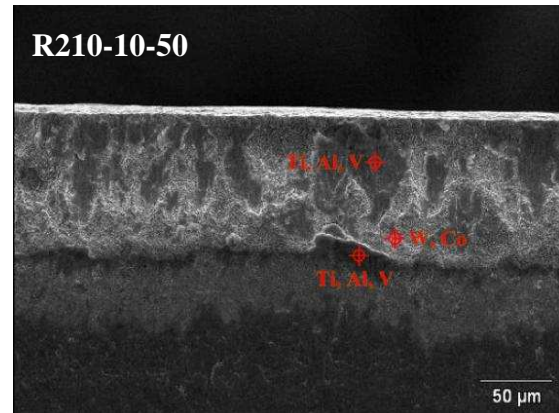
Antoniali, Diniz e Pederiva (2009) pesquisaram, dentre outros aspectos, os mecanismos de desgaste no fresamento frontal de Ti-6Al-4V com ferramentas de metal duro revestidas (PVD multicamadas TiN/TiAlN). Com o objetivo de diminuir a componente radial da força de corte e, conseqüentemente, diminuir as vibrações no processo, já que a direção radial da ferramenta é a que apresenta a menor rigidez, foram testados pequenos valores de ângulo de posição da ferramenta (κ_r de 10° e 18°). Embora a componente radial da força de corte não tenha sido afetada pela variação do κ_r , a taxa de carregamento radial na faixa de frequência de 400-1000 Hz sofreu variações significativas, o que influenciou a vida da ferramenta.

A figura 2.13 traz micrografias MEV de arestas de corte desgastadas nos testes de Antoniali, Diniz e Pederiva (2009). No teste nomeado R300-18-50, único com κ_r de 18°, também foi o único que apresentou quebras visíveis na aresta de corte, caracterizando o fenômeno típico de desgaste por fadiga. Isto comprova que, apesar das variações na componente radial da força de corte não terem sido significativas, a taxa de carregamento radial para a faixa de 400-1000 Hz, que foi a maior para este teste, influenciou o mecanismo de desgaste desta ferramenta. Vibrações nesta faixa de frequência resultaram em fadiga da ferramenta e quebra da aresta de corte. Nos outros testes realizados não foram detectadas altas vibrações, resultando assim em outros mecanismos de desgaste. Os testes R210-10-40 e R210-10-50 apresentaram desgaste de flanco uniforme, indicando difusão como o principal mecanismo de desgaste para estas condições. Como já mencionado anteriormente, a alta afinidade química do titânio com os materiais das ferramentas facilita o desgaste difusivo. Além disso, as micrografias revelaram várias camadas de material (Ti, Al, V) aderido na superfície desgastada, indicando que o fenômeno de *attrition*

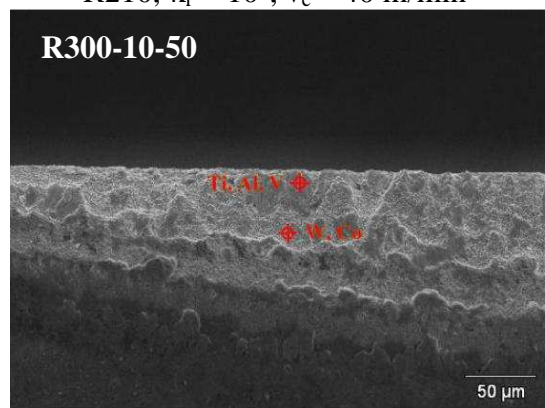
também contribuiu para o fim de vida da ferramenta, principalmente para os testes R300-10-50 e R300-10-90. As ferramentas utilizadas nestes testes apresentaram um desgaste muito mais irregular, com várias camadas de material da peça aderido, sugerindo que o principal mecanismo de desgaste para estes casos foi o *attrition*. Também foi detectado que a taxa de carregamento radial para a faixa de 400-1000 Hz para estas duas últimas condições não foi tão alta quando comparada com o teste R300-18-50, indicando que as vibrações não foram suficientes para causar fadiga mecânica e quebra da aresta de corte. Entretanto, este parâmetro ainda foi maior quando comparado aos testes R210-10-40 e R210-10-50, evidenciando que vibrações da ferramenta de corte são favoráveis para a ocorrência de *attrition*, diminuindo a vida da ferramenta.



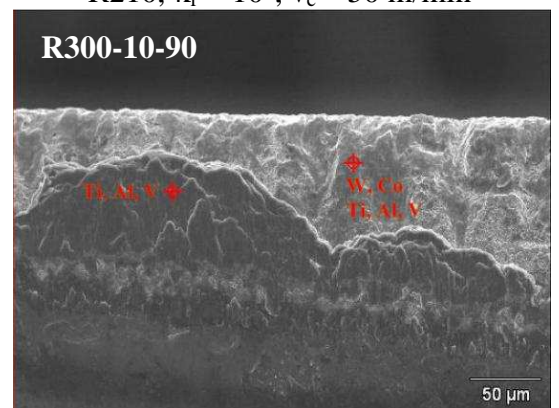
R210, $\kappa_r = 10^\circ$, $v_c = 40$ m/min



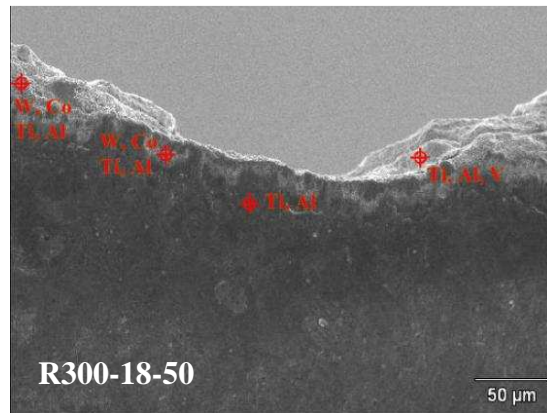
R210, $\kappa_r = 10^\circ$, $v_c = 50$ m/min



R300, $\kappa_r = 10^\circ$, $v_c = 50$ m/min



R300, $\kappa_r = 10^\circ$, $v_c = 90$ m/min



R300, $\kappa_r = 18^\circ$, $v_c = 50$ m/min

Figura 2.13 Micrografias das arestas de corte desgastadas para fresamento frontal de Ti-6Al-4V com metal duro revestido (ANTONIALLI, DINIZ e PEDERIVA, 2010)

Em relação ao material da ferramenta, metal duro sem revestimento tem mostrado um melhor desempenho no torneamento e fresamento de ligas de titânio, mesmo quando comparado com ferramentas de diamante, cerâmica e CBN (nitreto de boro cúbico) devido à alta afinidade química destes materiais com o titânio, resultando em rápido desgaste para altas velocidades de corte (JAWAID, SHARIF e KOKSAL, 2000). Amin, Ismail e Khairusshima (2007) apontam o metal duro não revestido e o PCD (diamante sintético policristalino) como os materiais mais indicados para a usinagem de ligas de titânio.

Por outro lado, López de Lacalle *et al.* (2000) apontam que as altíssimas temperaturas, o desgaste acelerado, a adesão pronunciada e, principalmente, os esforços cíclicos a que está sujeita a aresta de corte em operações de fresamento são argumentos suficientes para justificar a utilização de ferramentas de metal duro revestidas (TiN, TiCN, TiAlN, NCr) pelo processo PVD (do inglês *physical vapour deposition*).

2.3 Vibrações no fresamento de ligas de titânio

O processo de fresamento, assim como qualquer operação de usinagem, é invariavelmente acompanhado de vibrações entre a peça e a ferramenta. As vibrações podem ter origem em uma

ou mais fontes: falta de homogeneidade do material da peça; vibrações causadas por folgas/defeitos da máquina-ferramenta; corte interrompido; vibrações geradas em outras máquinas-ferramenta e transmitidas através do solo; vibrações geradas pelo próprio processo de usinagem (vibrações auto-excitadas) (TOBIAS, 1961).

Como mencionado anteriormente, deve-se observar o baixo módulo de elasticidade do titânio que influencia de maneira crítica a usinagem, em função de sua maior deformação e recuperação elástica quando submetido às pressões de corte, favorecendo também a ocorrência de vibrações.

2.3.1 Vibrações forçadas

As vibrações forçadas tornam-se problemáticas quando sua frequência de excitação está próxima de uma das frequências naturais do sistema e/ou de seus harmônicos, resultando em corte instável. Segundo Tobias (1961), as vibrações forçadas são:

- **Vibrações devido à falta de homogeneidade da peça:** a presença de regiões de diferentes durezas em uma peça causam pequenos choques sobre a ferramenta, resultando em vibrações. Sendo estes impactos absorvidos, os efeitos não são consideráveis, fazendo parte apenas do “ruído de fundo” da usinagem. Entretanto, se estes pequenos choques sobre a ferramenta não forem rapidamente amortecidos, originam vibrações de grande amplitude prejudiciais ao processo. A usinagem de materiais que formam cavacos segmentados (que é o caso do titânio) resultam na flutuação da força de corte e, se a frequência de variação da força coincidir com uma das frequências naturais do sistema, vibrações forçadas de grande amplitude podem ser excitadas.
- **Vibrações causadas pela máquina-ferramenta:** surgem tanto em acionamentos de componentes dotados de movimento rotativo quanto de componentes com movimento de translação. Estas podem se apresentar sob duas formas: forçadas e livres. As vibrações forçadas são causadas por rotação de massas desbalanceadas, engrenagens e correias de acionamento e rolamentos com irregularidades. As vibrações livres resultam de impactos

causados por massas desbalanceadas oscilantes e por um tipo de vibração auto-excitada geralmente encontrada em guias lineares (*stick-slip*).

- **Vibrações causadas por corte interrompido:** Na usinagem com corte interrompido, a ferramenta sofre impactos consideráveis que podem levar a níveis indesejáveis de vibrações. No fresamento, vibrações forçadas são excitadas pela componente periódica da força de usinagem na frequência de passagem dos dentes e de suas harmônicas.
- **Vibrações externas à máquina-ferramenta:** vibrações geradas em equipamentos (prensas, máquinas de usinagem, motores de combustão interna, compressores etc.) são transmitidas através da fundação podendo resultar em forças vibratórias nas máquinas-ferramenta que estão próximas. A vibração proveniente do chão de fábrica contém um amplo espectro de frequência, sendo praticamente inevitável que uma destas frequências caia próxima da frequência de vibração natural de um determinado equipamento de usinagem. A amplitude deste ruído de fundo é geralmente pequena, mas pode tornar-se problemática em operações de retificação e acabamentos com tolerâncias apertadas. Estes problemas são comumente resolvidos aplicando-se métodos de isolamento de vibrações, preferencialmente em máquinas geradoras de vibração (prensas).

2.3.2 Vibrações auto-excitadas (*chatter vibration*)

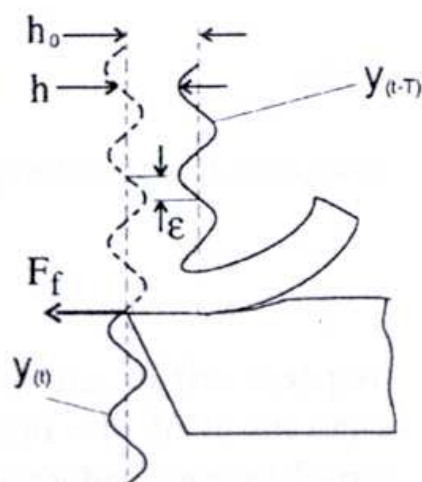
As vibrações regenerativas ou auto-excitadas não são causadas por forças externas, mas por forças geradas pelo próprio corte do material pela ferramenta. Esta vibração, geralmente caracterizada por um alto ruído, é altamente prejudicial para a vida da ferramenta e acabamento superficial. As vibrações auto-excitadas também afetam a produtividade já que, em muitos casos, o seu amortecimento apenas é obtido através da redução da taxa de remoção de material (TOBIAS, 1961).

As vibrações regenerativas em máquinas-ferramentas são essencialmente um problema de estabilidade dinâmica. Uma máquina-ferramenta usinando livre de vibrações pode ser comparada a um sistema dinâmico em equilíbrio. Sistemas deste tipo podem tornar-se dinamicamente

instáveis e entrar em oscilação. Estas instabilidades são causadas por alterações nas condições de corte, resultantes de distúrbios no processo de corte (por exemplo, um ponto de alta dureza no material). Como resultado, uma componente de força, variável no tempo, é imposta à força de corte. Se esta componente de força atuar de maneira a amplificar as instabilidades iniciais, as oscilações/vibrações aumentarão e o sistema torna-se instável (TOBIAS, 1961).

A influência da estrutura da máquina-ferramenta na estabilidade dinâmica do processo de corte é também de fundamental importância. Por exemplo, considerando hipoteticamente uma estrutura (máquina-ferramenta, ferramenta, peça e sistema de fixação) de rigidez e/ou amortecimento infinito, o processo de corte não poderia ser afetado por que as instabilidades não seriam capazes de produzir a vibração necessária para torná-lo instável. Isto indica que otimizações estruturais no sentido de aumentar a rigidez e/ou o amortecimento são sempre benéficas ao processo do ponto de vista das vibrações regenerativas (TOBIAS, 1961).

Um dos modos estruturais do sistema máquina-ferramenta/peça é excitado inicialmente pelas forças de corte. Como pode ser visto na figura 2.14, uma superfície ondulada, deixada após a primeira revolução da peça no torneamento, ou pela passagem do primeiro dente da ferramenta no fresamento, é removida durante a próxima revolução da peça ou passagem do dente da fresa, o que também resulta em uma superfície ondulada devido às vibrações estruturais (ALTINTAS, 2000).



$y(t)$ = modulação interna;
 $y(t-T)$ = modulação externa;
 F_f = força de avanço;
 T = período de uma revolução;
 h_0 = espessura teórica do cavaco = f ;
 $h(t)$ = espessura dinâmica do cavaco.

Figura 2.14 Vibrações auto-excitadas no torneamento ortogonal (adaptado de ALTINTAS, 2000)

Dependendo da diferença de fase entre duas ondulações sucessivas as vibrações podem ser atenuadas ou ampliadas. No caso da instabilidade, a espessura máxima do cavaco pode crescer exponencialmente, oscilando em uma frequência próxima à do modo estrutural dominante do sistema. As vibrações crescentes elevam as componentes da força de usinagem e podem provocar desgaste excessivo ou quebra da ferramenta afetando a qualidade superficial e dimensional da peça (ALTINTAS, 2000).

Em processos de fresamento o efeito regenerativo da vibração auto-excitada pode ser visualizado na figura 2.15 em que estão esquematizadas a ondulação deixada pelo último dente da ferramenta e a ondulação que será deixada pelo dente atual. Os esforços de corte tangencial (F_t) e radial (F_r) são composições dos esforços nas direções x e y da ferramenta em função do ângulo instantâneo da direção de avanço (ϕ). As ondulações do processo de corte geram intensa flutuação da espessura de corte (h) o que, portanto, submete cada dente a um carregamento distinto durante cada volta da ferramenta ao longo do processo (ANTONIALLI, 2009).

Ligas de titânio apresentam um comportamento diferenciado em relação às vibrações regenerativas. O seu reduzido módulo de elasticidade, grande zona elástica e alto limite de resistência à tração funcionam como um amplificador do efeito *chatter*. Quando submetido à pressão de corte, o titânio deforma elasticamente quase duas vezes mais que aço-carbono, aumentando a recuperação elástica na superfície de folga da ferramenta. Isto resulta em um menor ângulo de folga efetivo, aumento do atrito e desgaste prematuro do flanco. Ocorre uma ação vibratória conforme a ferramenta entra na zona de corte (BUDAK, 2000). Além disso, como já citado, o ciclo de deformação-recuperação elástica das porções de material da peça vizinhas ao contato com a ferramenta, geram maior variação da espessura do cavaco do que aquela usualmente encontrada em processos de fresamento, favorecendo ainda mais as vibrações auto-excitadas.

O aparecimento da vibração auto-excitadas pode também ser explicado pelas altas forças de corte dinâmicas envolvidas, chegando até a 30 % do valor das forças estáticas devido ao processo de “cisalhamento termoplástico adiabático” em que os cavacos de titânio são formados (EZUGWU e WANG, 1997).

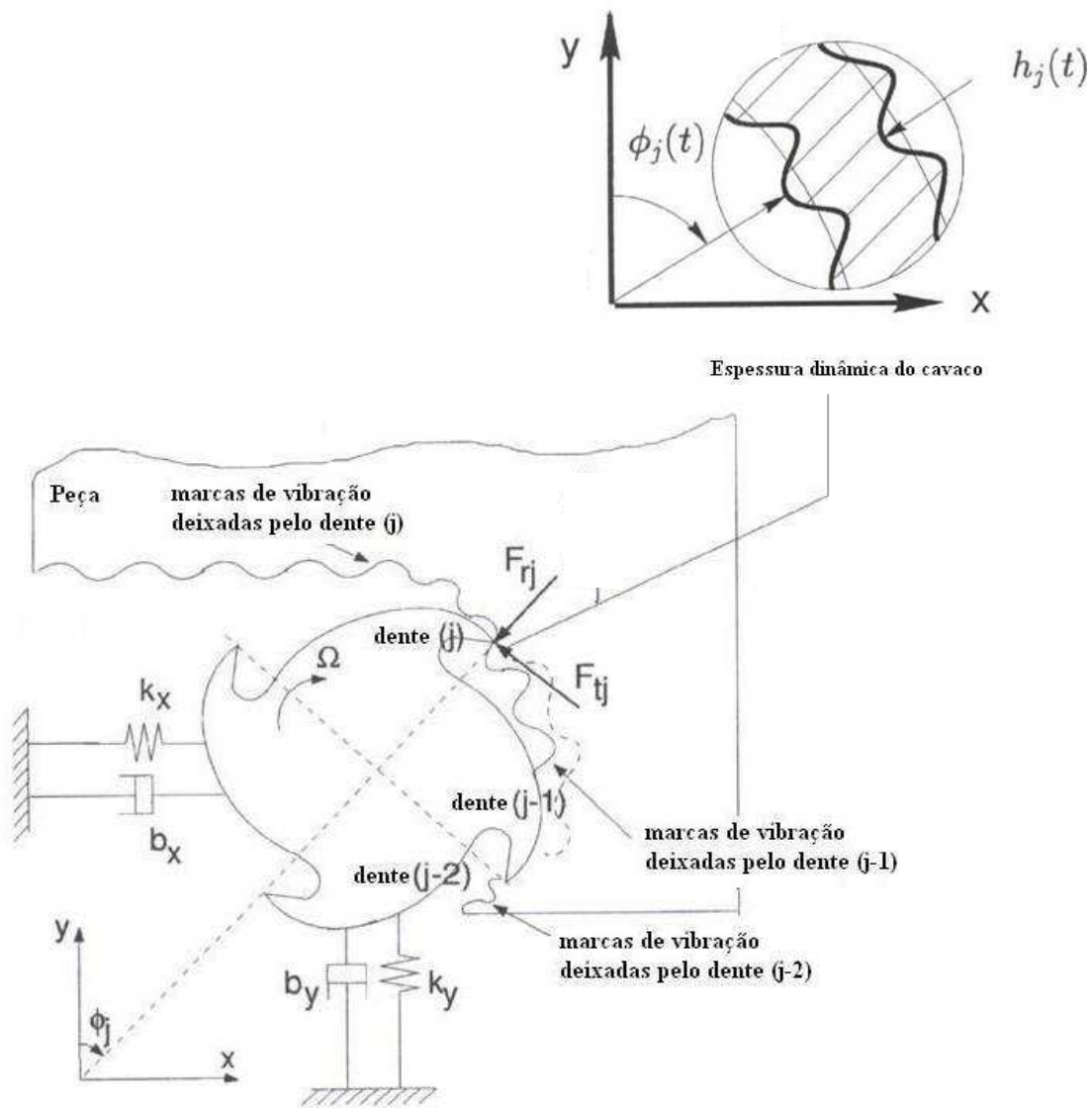


Figura 2.15 Vibrações auto-excitadas no fresamento (adaptado de ALTINTAS, 2000)

Outro ponto relevante sobre *chatter* refere-se às interfaces eixo-árvore/porta-ferramenta e porta-ferramenta/ferramenta, onde, devido à flexibilidade dos acoplamentos e às altas frequências naturais destes componentes, origina-se a maioria das vibrações. Assim, o conhecimento da rigidez e comportamento dinâmico destes componentes é muito importante na otimização de projetos de máquinas-ferramentas e processos de fresamento (NAMAZI *et al.*, 2007).

2.3.3 Influência da interface eixo-árvore/ferramenta nas vibrações

Qualquer componente rotativo deve ser previamente balanceado para que não sejam geradas cargas dinâmicas. Por exemplo, um rotor perfeitamente balanceado é aquele cuja massa se distribui uniformemente em torno do seu eixo de rotação. Isto equivale a dizer que existe a coincidência entre o eixo de rotação e o eixo principal de inércia do rotor. Desconsiderando-se as forças que causam a rotação e que sustentam este rotor, nenhuma outra força age sobre os seus mancais quando se encontra em movimento giratório. Assim, nenhum tipo de vibração pode ser detectado. Este rotor, entretanto, é meramente teórico, uma vez que por menores que sejam as tolerâncias de fabricação de um componente e por mais homogêneos que sejam os materiais utilizados em sua fabricação, sempre haverá uma não uniformidade na distribuição de massa, causando um desbalanceamento (HARRIS e CREDE, 1961).

Dessa forma, desbalanceamentos residuais de ferramentas para fresamento de altas velocidades geram cargas dinâmicas sobre os mancais dos eixos-árvores, podendo gerar vibrações na máquina-ferramenta. Como a força do desbalanceamento cresce de forma quadrática com o aumento da frequência de rotações, este problema pode apresentar-se na usinagem HSM de forma muito crítica (FIEDLER e WÜRZ, 2001).

Para minimizar estes efeitos é necessário que os sistemas de ferramentas sejam adequadamente balanceados. Além disso, cada componente em particular da interface eixo-árvore/ferramenta representa uma influência distinta no sistema final:

- **Eixo-árvore:**

Devem estar adaptados aos requisitos de velocidade, precisão, rigidez e características de potência do processo de usinagem. O tipo de mancal empregado é de grande importância para os custos e propriedades de operação, influenciando também na vibração.

Para a maioria das aplicações de usinagem, os mancais de rolamento têm provado serem satisfatórios, enquanto que outros conceitos são usados somente para propósitos especiais. Para velocidades extremamente elevadas, mancais híbridos (com esferas cerâmicas) são usados em conjunto com lubrificação por circulação de óleo (SCHULZ *apud* POLLI, 2005).

- **Porta-ferramenta:**

Além das condições usuais de rigidez e requisitos gerais de corte (transmissão de torque e de forças de usinagem), o porta-ferramenta deve garantir ótimas condições geométricas (batimento, concentricidade) (SCHULZ *apud* POLLI, 2005) para que seja minimizada a ocorrência de vibrações no processo.

As pinças convencionais, populares devido a sua alta flexibilidade e baixo custo, não são suficientemente rígidas e precisas para operações de usinagem de alto desempenho. Melhores resultados são obtidos com mandris hidráulicos e mandris de contração térmica que apresentam excelente concentricidade e rigidez, permitindo transmissão de torque máximo (POLLI, 2005).

Uma vantagem significativa dos mandris de contração térmica é que eles são perfeitamente simétricos. Não são necessários parafusos para acionar cilindros hidráulicos ou fixar a ferramenta, permitindo que sejam fabricados com níveis muito baixos de desbalanceamento (ARNONE, 1998).

- **Ferramenta:**

A relação entre L (comprimento da ferramenta) e D (diâmetro da ferramenta) pode ser aproximada às relações entre força e deflexão de um cilindro engastado. Dessa forma, montagens de ferramentas compridas e com pequenos diâmetros terão obrigatoriamente maiores deflexões, e conseqüentes vibrações, quando comparadas com montagens de pequeno comprimento e grande diâmetro.

O material da haste da ferramenta, ou da ferramenta inteiriça, também representa influência na sua deflexão/vibração. O maior módulo de elasticidade do metal duro sugere o uso de ferramentas maciças deste material em comparação ao aço, já que a deflexão de uma viga engastada é inversamente proporcional ao seu módulo de elasticidade. Porém, com o aumento do diâmetro, as frequências naturais das ferramentas de metal duro e de aço tornam-se próximas umas das outras. A razão disto está no fato de que com o aumento do diâmetro o benefício da utilização da haste de metal duro, isto é, o alto módulo de elasticidade quando comparado com o aço, é suprimido pelo aumento da densidade. Em função da massa elevada, a frequência natural de ferramentas de grande diâmetro é, para relações L/D iguais, menor que a frequência natural de ferramentas com diâmetros menores (SCHULZ *apud* NEVES, 2002).

Para situações em que são necessários comprimentos de ferramenta de 4 a 5 vezes maiores que o seu diâmetro, existe atualmente no mercado ferramentas antivibratórias. Estas hastes

possuem um elemento antivibratório interno, suspenso por buchas de borracha que reagem contrariamente à vibração, atenuando seus efeitos (SANDVIK COROMANT, 2005).

2.3.4 Atenuação e eliminação das vibrações auto-excitadas

Se não evitadas, as vibrações auto-excitadas resultam em baixa qualidade do acabamento superficial, carregamento excessivo na ferramenta de corte e eixo-árvore e falha nos mancais. Durante a usinagem é vital distinguir vibrações auto-excitadas de vibrações externas ou forçadas, atuando na fonte e/ou causa dos problemas. As vibrações externas podem ser identificadas pelo monitoramento do espectro de vibrações. As vibrações forçadas ocorrem na frequência de rotação do eixo-árvore ou na frequência de passagem dos dentes na peça, mas as vibrações auto-excitadas ocorrem próximas, mas nem sempre, das frequências naturais do sistema máquina-ferramenta/peça. Ambos os tipos de vibrações (forçadas ou auto-excitadas) são minimizadas mais satisfatoriamente através do projeto de máquina-ferramenta, elementos de fixação de ferramenta e peça, que apresentam alta rigidez dinâmica, especialmente na direção das maiores forças de corte. Enquanto que aumentos tanto da rigidez e do amortecimento são benéficos, até mesmo uma pequena redução de um deles, desde que acompanhada de um grande aumento do outro, representa melhorias na redução das vibrações do sistema (ALTINTAS e WECK, 2004).

Atenuadores passivos de vibração são instalados em componentes flexíveis da máquina-ferramenta, que estão na mesma direção das maiores forças de corte, dissipando a energia das vibrações. Atenuadores ativos de vibração injetam energia no sistema na direção oposta das vibrações dos componentes flexíveis da máquina-ferramenta, introduzindo no sistema força ou deslocamento através de atuadores controlados por computadores. Estes atuadores devem apresentar suficiente capacidade de curso ou de força com uma faixa de atuação cobrindo a maioria dos modos naturais de vibração da estrutura da máquina-ferramenta que deve ser amortecida (ALTINTAS e WECK, 2004). A figura 2.16 apresenta o princípio de funcionamento de 2 de atenuadores, um passivo e outro ativo, aplicados ao eixo-árvore de uma fresadora.

As técnicas para atenuação de vibrações auto-excitadas na usinagem de metais podem ser divididas entre planeamento *off-line* ou monitoramento *on-line* do processo.

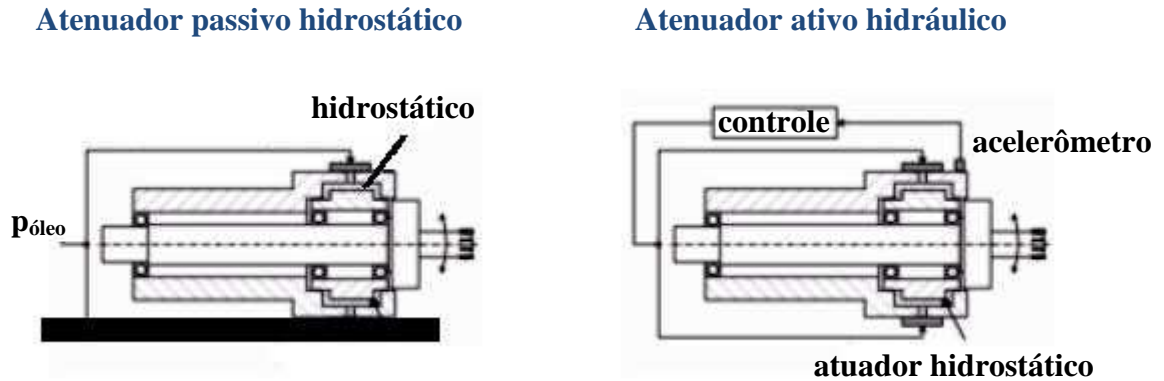


Figura 2.16 Princípio de funcionamento de atenuadores de vibração para eixo-árvore (adaptado de ALTINTAS e WECK, 2004)

- **Planejamento do processo *off-line*:** vibrações auto-excitadas podem ser satisfatoriamente evitadas através da seleção de parâmetros de corte estáveis retirados de cartas de estabilidade. Estas cartas são confeccionadas a partir de modelos matemáticos de operações de fresamento e validadas experimentalmente por análise das frequências de vibrações auto-excitadas, conforme pode ser visualizado na figura 2.17. As faixas de estabilidade tornam-se estreitas para baixas velocidades de corte. Uma pequena mudança na velocidade, quando se está em faixas de velocidades baixas, pode facilmente criar uma fração de onda vibratória, que empurra o sistema novamente para a instabilidade. Por outro lado, as faixas de estabilidade tornam-se mais amplas em altas velocidades de corte, em que estão próximas aos modos naturais de vibração do sistema máquina-ferramenta/peça em operações de usinagem de metais. Entretanto, o eixo-árvore deve apresentar potência e torque suficientes, e a ferramenta deve ser capaz de suportar os altos carregamentos térmicos, os quais aumentam com o aumento da velocidade de corte. Ligas com alta resistência mecânica em altas temperaturas (como ligas de titânio e níquel) devem ser usinadas em baixas velocidades de corte, abaixo de 100 m/min, que usualmente correspondem às baixas rotações do eixo-árvore em que os picos de estabilidade são bem estreitos e de baixa confiabilidade. Fresas com passo não-uniforme interrompem ou

minimizam o mecanismo regenerativo no fresamento, podendo ser aplicadas em operações com baixas velocidades de corte mas, por outro lado, provocam carregamento irregular do inserto resultando em desgaste e vida da ferramenta não-uniforme.

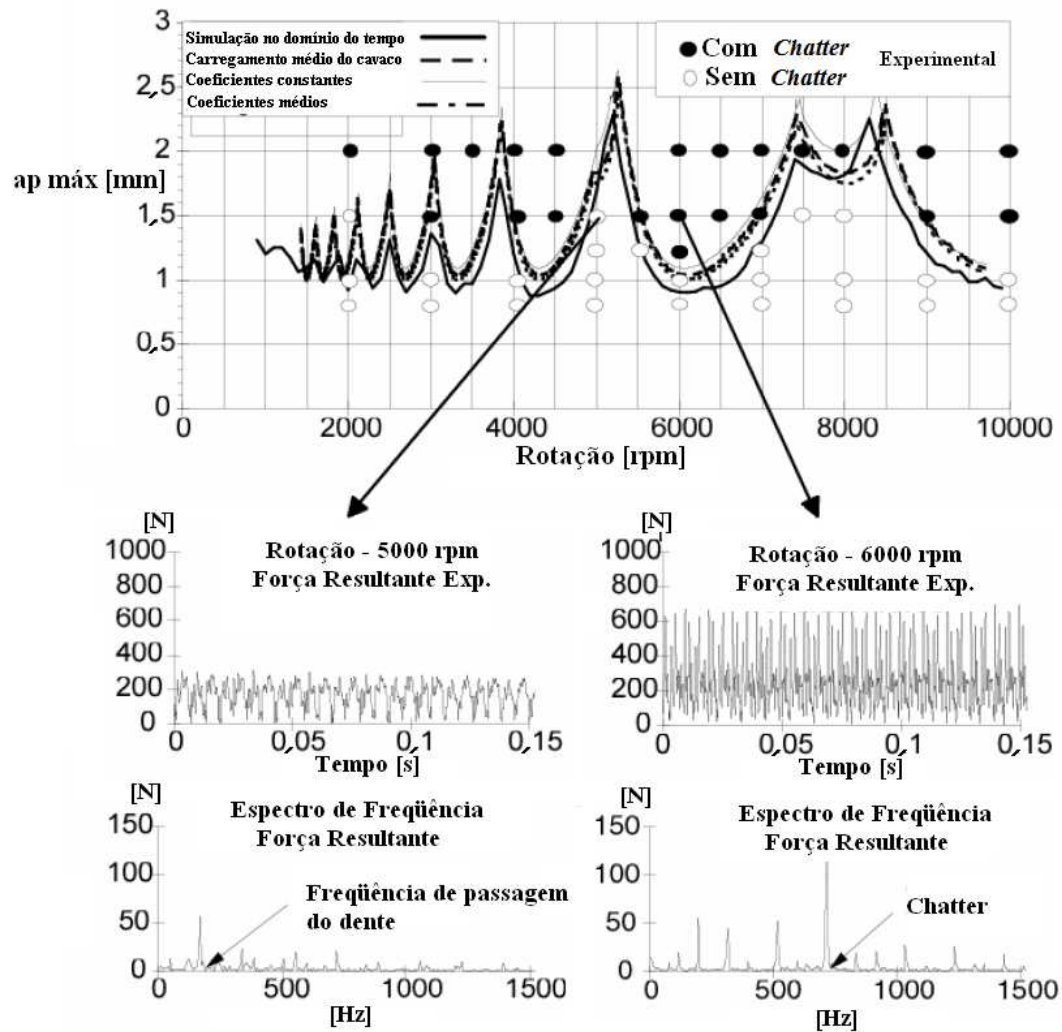


Figura 2.17 Verificação experimental da carta de estabilidade para fresamento topo-esférico de Ti-6Al-4V (adaptado de ALTINTAS e WECK, 2004)

O uso de cartas de estabilidade em conjunto com simulações do processo de corte e a utilização de elementos de amortecimento incorporados à estrutura da máquina-ferramenta auxiliam no projeto de seus componentes (colunas, mesas, eixos-árvores, guias e motores

de acionamento) respondendo satisfatoriamente na atenuação e eliminação de vibrações regenerativas (ALTINTAS e WECK, 2004).

- **Atenuação *on-line* de vibrações auto-excitadas:** o esforço para o desenvolvimento de controladores em tempo real para atenuação de vibrações regenerativas tem aumentado nos últimos anos. Entretanto, a maioria das técnicas desenvolvidas nos laboratórios de pesquisa não são possíveis de serem transferidas para o cenário industrial. Isto acontece pois o *chatter* ocorre nos modos de vibração de baixa frequência do sistema, que podem ser até 100 Hz para usinagem de baixa velocidade e acima de 400 Hz em operações de alta velocidade, onde os modos de vibração das frequências naturais do eixo-árvore e o porta-ferramenta são mais dominantes. Os modos de vibrações de baixa frequência originam de componentes de grande massa da máquina-ferramenta, como colunas e mesa. Neste caso, o atuador deve necessariamente possuir uma grande capacidade de carregamento dinâmico, com um deslocamento mínimo de 5-10 μm em uma faixa de frequências de 100 Hz. Já para operações de usinagem em altas velocidades de corte, o atuador deve possuir um faixa de frequência maior que 1000 Hz e deslocamento mínimo de 10-20 μm para atuar de maneira eficiente sobre os modos de vibração do eixo-árvore e da peça. Infelizmente, os atuadores existentes atualmente não são capazes de satisfazer estas faixas de frequências com o deslocamento dinâmico requerido. Além disto, o sistema é não-linear e difícil de controlar em tempo real devido ao ciclo dinâmico do *chatter* que apresenta variações das respostas regenerativas (*feedback delay*). Desta forma, os experimentos laboratoriais têm apresentado bons resultados apenas quando os atuadores são dedicados a estruturas flexíveis específicas, como barras anti-vibratórias de mandrilamento (ALTINTAS e WECK, 2004).

Como já citado anteriormente, Antonialli *et al.* (2009) provaram em fresamento de liga de titânio que, se a vibração da ferramenta ocorrer em faixas de frequência próximas à frequência natural do sistema ou de suas harmônicas, a vida da ferramenta é diminuída e o fim da vida se dá por quebra da aresta. Por outro lado, quando a vibração ocorre em frequências distantes da natural, o desgaste da ferramenta ocorre por fenômenos usuais de desgaste e a vida da ferramenta é bastante alongada.

3 MATERIAIS E MÉTODOS

Para a plena compreensão de qualquer trabalho científico, faz-se necessária uma descrição completa de todos os experimentos conduzidos. As condições em que esses experimentos foram realizados são tão importantes quanto os resultados deles obtidos pois, em um ensaio científico, apenas pode-se descobrir qual ponto foi alcançado quando o ponto de partida é conhecido. Assim, o máximo possível de especificações a respeito das condições de contorno devem ser fornecidas sobre cada teste. Essas informações também são importantes para que outros pesquisadores estejam aptos para comparar resultados de linhas de pesquisas semelhantes, reproduzir testes e incorporar diferentes alternativas propostas por outros pesquisadores às seus experimentos. Este capítulo traz a descrição dos equipamentos e materiais utilizados assim como nos métodos empregados para a realização dos ensaios de usinagem da liga de titânio Ti-6Al-4V.

3.1. Equipamentos

A seguir serão feitas as descrições dos equipamentos utilizados nos experimentos desenvolvidos para o estudo da usinagem de ligas de titânio. Os testes de fresamento assim como as medições de forças de corte e desgaste de ferramenta foram realizados no Laboratório de Usinagem de Materiais, pertencente ao Departamento de Engenharia de Fabricação, localizado na Faculdade de Engenharia Mecânica da Unicamp. As análises das ferramentas desgastadas através de microscopia eletrônica de varredura foram conduzidas no Departamento de Engenharia de Materiais e os ensaios de análise de frequências experimental das ferramentas de corte foram feitas pelo Departamento de Projeto Mecânico. Ambos os laboratórios citados pertencem à FEM-Unicamp.

A máquina-ferramenta utilizada nos ensaios foi o Centro de Usinagem Vertical do fabricante Mori Seiki modelo SV-40, apresentado no figura 3.1. Esta máquina possui motor de acionamento do eixo-árvore com potência de 22 kW, rotação máxima de 12000 rpm, comando numérico GE Fanuc MSC-518 e interface do eixo-árvore/ferramenta por cone ISO 40.



Figura 3.1 Centro de Usinagem Vertical e sistema de aquisição de forças de corte

As superfícies desgastadas das ferramentas de corte utilizadas nos ensaios foram fotografadas no Microscópio Eletrônico de Varredura da marca Jeol JXA-840A e avaliadas através de medições de espectrometria de energia dispersiva (EDS – *Energy Dispersive x-ray Spectrometer*), permitindo assim a identificação dos elementos químicos presentes em pontos da superfície em análise. Durante o ensaio de vida de ferramenta, a medição da progressão do desgaste de flanco foi feita através de microscópio estereoscópico trinocular Quimis modelo

Q714ZT2 e câmera fotográfica digital Moticam 1000 com 1,3 megapixels de resolução, utilizando ampliações de 10x a 40x. A análise das imagens foi feita através do programa Motic Image Plus 2.0. A montagem microscópio-câmera-computador está mostrada na figura 3.2.

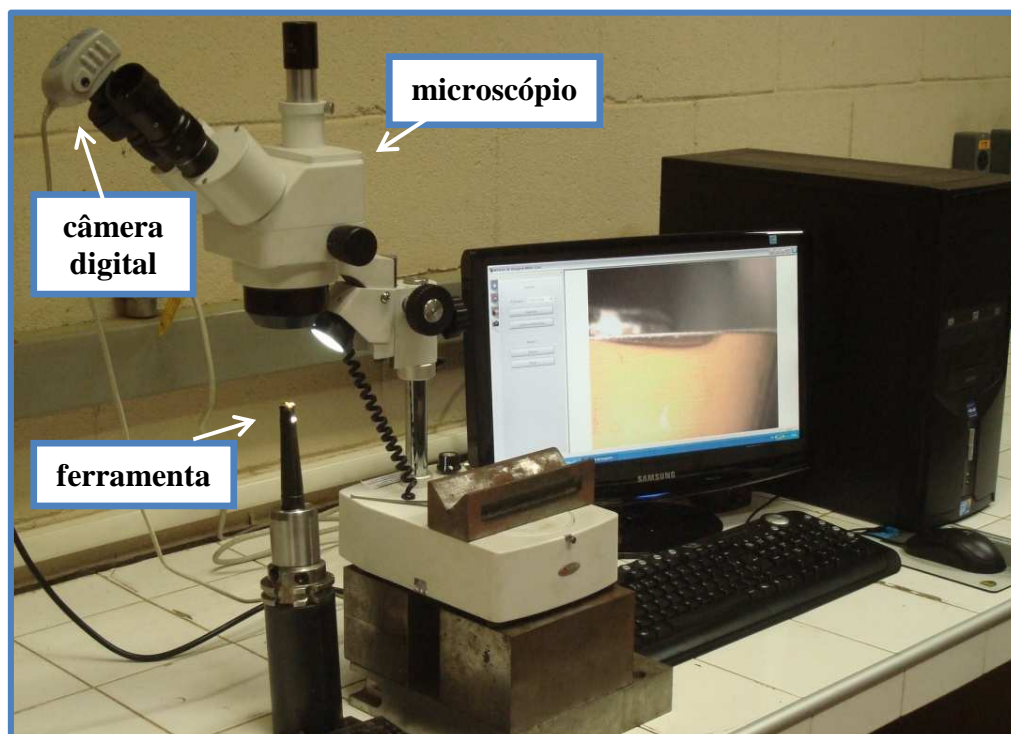


Figura 3.2 Microscópio estereoscópico binocular e câmera fotográfica digital para medição de desgaste de flanco das ferramentas de corte

Para os ensaios de análise de frequências experimental das ferramentas de corte e dos corpos de prova utilizados nos ensaios foram utilizados um acelerômetro piezelétrico triaxial Brüel & Kjær 4506, ligado ao condicionador de sinais Brüel & Kjær Nexus®, e um martelo de impacto instrumentado com um transdutor de força piezelétrico Brüel & Kjær 8200, também ligado ao condicionador de sinais Brüel & Kjær 2626. O processamento dos sinais foi feito pelo analisador Scientific Atlanta SD385.

A medição das forças de usinagem foi feita através de dinamômetro piezelétrico. Cristais piezelétricos, quando submetidos à forças mecânicas, geram um campo elétrico e uma resposta em tensão elétrica (sinal analógico). Esta resposta deve ser amplificada e convertida para um

sinal digital, possibilitando sua análise através de um computador. Para a realização deste procedimento foram utilizados uma plataforma piezelétrica Kistler modelo 9257B, juntamente com um amplificador de carga multicanal Kistler modelo 5019B e uma placa de aquisição e conversão de sinais A/D National Instruments modelo PCI-6025E conectada a um microcomputador operando o programa National Instruments LabVIEW® 8.5. Na figura 3.3 visualizam-se esquematicamente os componentes do sistema de medição de forças.

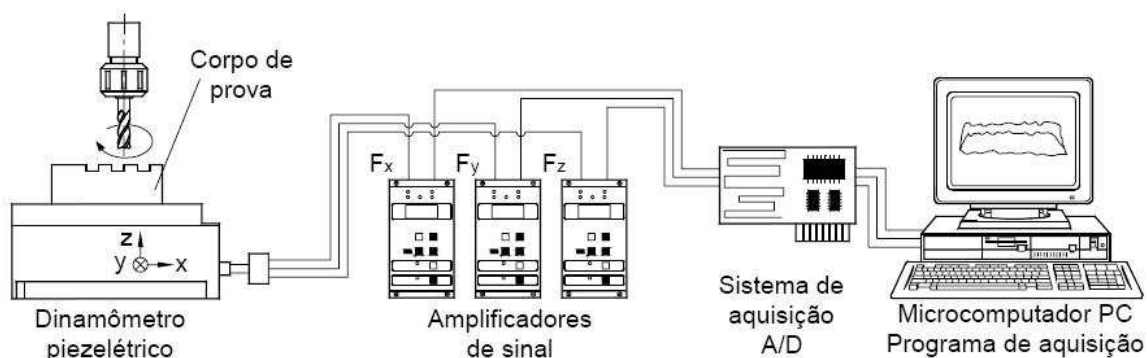


Figura 3.3 Sistema de aquisição de forças de corte para operações de fresamento (adaptado de ALTINTAS, 2000)

3.2. Materiais

Como já mencionado anteriormente, este trabalho dá continuidade às pesquisas sobre fresamento frontal de ligas de titânio iniciadas por Antonialli (2009). Desta maneira, o mesmo material cedido pela Embraer, liga de titânio Ti-6Al-4V no estado recristalizado, também foi utilizado nos testes laboratoriais do presente trabalho. Para a realização dos experimentos de Antonialli (2009), essa liga foi submetida a ensaios de dureza (norma ASTM E18-02 (2002)) e de tração (norma ASTM E8M-01 (2001)). A tabela 3.1 traz os resultados obtidos para dureza, limite

de resistência à tração (σ_u), limite de escoamento (σ_e) e módulo de elasticidade (E ou módulo de Young).

Tabela 3.1 Propriedades mecânicas da liga de titânio Ti-6Al-4V (ANTONIALLI, 2009)

dureza (HRC)	limite de resist. à tração (Mpa)	limite de escoamento (Mpa)	módulo de elasticidade (Gpa)
34±1	975±15	890±18	124±4

As ferramentas utilizadas neste trabalho foram cedidas pela Sandvik Coromant do Brasil. Dois materiais de hastes (aço e metal duro) e duas geometrias de insertos de corte (positiva e neutra) foram estudadas, totalizando assim quatro configurações distintas de ferramentas de corte.

A haste cilíndrica de aço, composta de peça única, passo largo, 2 dentes de corte, diâmetro de corte máximo de 16 mm e diâmetro do corpo da haste de 20 mm apresenta o código R300-016A20L-08L. A haste de metal duro, composta por duas peças (haste de metal duro + cabeça de aço), passo largo, 2 dentes de corte, diâmetro de corte máximo de 16 mm e diâmetro do corpo da haste de 16 mm apresenta o código 393.T-16 08 110 para a haste e R300-016T08-08L para a cabeça. Ambas as hastes apresentam comprimento de 140 mm.

Os dois insertos de corte escolhidos são redondos (iC de 8 mm) e da classe GC2040 (classe ISO S25). Esta classe corresponde ao metal duro, com cobertura multicamada revestida pelo processo CVD. A primeira camada sobre o substrato é formada por TiCN, que confere resistência ao desgaste por abrasão, seguida de uma camada intermediária de Al_2O_3 , que proporciona uma melhor proteção contra altas temperaturas e uma camada externa de TiN. A espessura final é de cerca de 4 μm (SANDVIK COROMANT, 2005). A diferença geométrica entre eles corresponde ao ângulo de saída, positivo ($\gamma = 20^\circ$) para o inserto com código R300-0828M-MM e neutro para o inserto com código R300-0828E-MM.

A montagem final de todas as configurações estudadas foram feitas com mandril hidráulico cone ISO40 e comprimento em balanço L de aproximadamente 85 mm.

3.3. Planejamento e procedimentos experimentais

Anteriormente aos ensaios de usinagem, foram feitos os ensaios de análise de frequências experimental para as ferramentas de corte e corpos de prova. Estes testes foram realizados no próprio centro de usinagem, com as ferramentas acopladas ao eixo-árvore e corpos de prova (CDP) fixados à mesa do centro de usinagem, representando assim fielmente as condições nas quais os testes de usinagem foram realizados.

Em relação aos corpos de prova, deve-se observar que o CDP para o ensaio de vida de ferramenta foi fixado diretamente à mesa do centro de usinagem, através de 4 parafusos M10 e 4 porcas T. Já o CDP para o ensaio de aquisição de forças de corte foi fixado primeiramente à plataforma piezelétrica através de 2 parafusos M8, e este conjunto foi fixado à mesa do centro de usinagem através de 4 parafusos M16, 4 presilhas de fixação e 4 porcas T. Todas as montagens foram feitas mantendo-se o mesmo torque nos parafusos de fixação.

Um acelerômetro uniaxial foi posicionado na ponta da fresa, visando captar as maiores amplitudes de vibração. A excitação aplicada ao sistema, realizada através de martelo de impacto instrumentado, foi feita nas direções x e y do centro de usinagem, obtendo-se assim as amplitudes de oscilação ($X(s)$) do acelerômetro e a amplitude de força ($F(s)$) do martelo de impacto instrumentado. A taxa de aquisição dos sinais utilizada foi de 4 kHz. A figura 3.4 apresenta a montagem esquemática dos equipamentos para realização do ensaio.

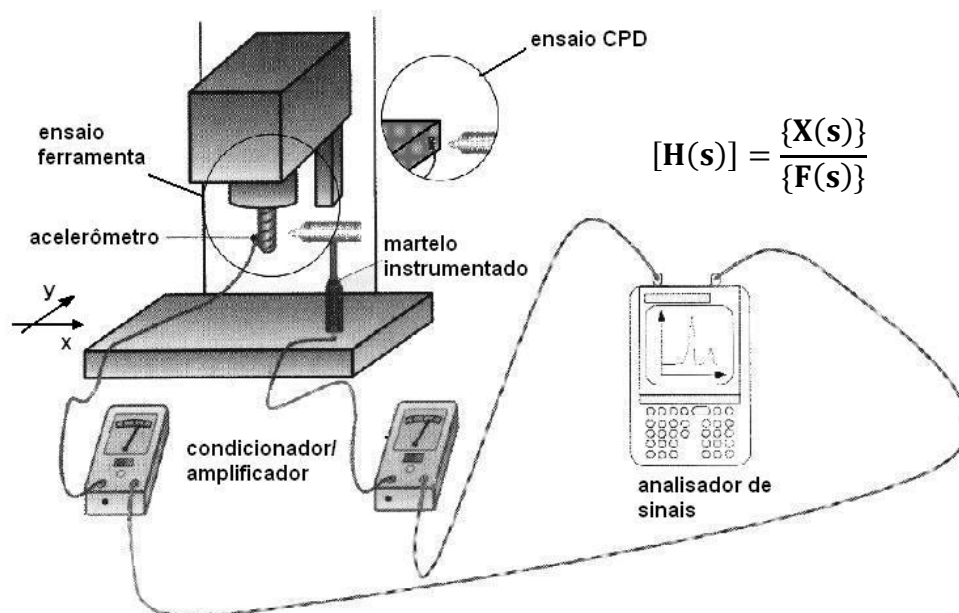


Figura 3.4 Ensaio para medição da função de transferência utilizando martelo de impacto instrumentado e acelerômetro (adaptado de ALTINTAS, 2000)

Para a obtenção da frequência natural de vibração e dos seus principais harmônicos, as funções de transferência em frequência ($H(s)$) para as ferramentas e corpos de prova foram obtidas a partir da razão entre a amplitude de oscilação do acelerômetro ($X(s)$) e a amplitude de força aplicada pelo martelo instrumentado ($F(s)$), que expressa a matriz de função de transferência de um sistema com múltiplos graus de liberdade no domínio das frequências. A partir da análise do módulo da função de transferência, podem-se determinar as frequências em que a amplitude de oscilação do sistema é máxima (frequências naturais de vibração) e que podem tornar-se problemáticas durante as operações de usinagem (ANTONIALI, 2009). Os resultados obtidos na análise de frequências das ferramentas e corpos de prova serão discutidos no capítulo 4, seção 4.1.

Os testes de usinagem em operações de fresamento frontal foram organizados de forma a confrontar o desempenho (vida da ferramenta) das 2 hastes escolhidas para 4 variações de parâmetros de corte compreendendo 2 condições de velocidade de corte e 2 condições de ângulo de saída, totalizando 8 condições distintas de corte indicadas na tabela 3.2.

Tabela 3.2 Parâmetros de corte variáveis e fixos dos ensaios de usinagem

teste	v_c (m/min)	haste	γ_o	v_f (mm/min)	f_z (mm)	a_p (mm)	a_e (mm)	κ_r (°)	φ_0 (°)					
1	55	aço	neutro	526	0,2	1	9	20	110					
2	55	aço	positivo											
3	55	MD	neutro											
4	55	MD	positivo											
5	65	aço	neutro	622										
6	65	aço	positivo											
7	65	MD	neutro											
8	65	MD	positivo											

O parâmetro determinante do fim de cada ensaio de usinagem foi desgaste de flanco ($VB_{m\acute{a}x}$) igual a 0,2 mm. Para todas as 8 condições aferidas nos testes de usinagem, foram feitas uma réplica e, em caso de disparidade de resultados maior que 20% para a vida da ferramenta, foram realizadas outras tréplicas.

A figura 3.5 mostra em detalhes a montagem dos corpos de prova na mesa do centro de usinagem para realização dos ensaios de vida da ferramenta. A cada 10 passes realizados no CDP da esquerda, 1 passe para aquisição dos dados de força era feito no CDP da direita, que estava montado sobre a plataforma piezelétrica, repetindo-se este procedimento até atingir o valor de $VB_{m\acute{a}x}$ estabelecido. Estes intervalos correspondem a um período aproximado de 5 minutos de corte contínuo. As medições de desgaste máximo de flanco ($VB_{m\acute{a}x}$) também eram feitas nestes intervalos. Completando a análise, ao final de cada ensaio as ferramenta foram fotografadas no MEV.



Figura 3.5 Montagem dos CDP para ensaios de usinagem

Todos os ensaios foram realizados com fluido de corte em abundância, com vazão aproximada de 45 l/min, despejado diretamente na região de corte. A emulsão de base vegetal, fornecida pela Blaser Swissslube (*Vasco 1000*), foi mantida na concentração de 10 % brix.

4 RESULTADOS E DISCUSSÕES

Os ensaios de fresamento frontal da liga de titânio Ti-6Al-4V proporcionaram dados referentes à vida da ferramenta de corte, rugosidade da superfície usinada, vibrações e forças de corte geradas no processo de usinagem. As análises de MEV das superfícies desgastadas dos insertos de corte indicaram os principais mecanismos e formas de desgaste desenvolvidos nas ferramentas durante o processo de usinagem. Ainda, previamente aos ensaios de usinagem, foram obtidas informações sobre a rigidez mecânica das diferentes ferramentas de corte e dos corpos de prova, avaliados através de ensaios de análise de frequências experimental. Este capítulo traz uma exposição detalhada dos resultados obtidos nos ensaios laboratoriais assim também como a discussão dos pontos relevantes a esta pesquisa.

4.1. Análise de frequências experimental das ferramentas de corte e corpos de prova

Os ensaios de análise de frequências experimental foram utilizados para caracterizar a rigidez mecânica das ferramentas de corte através da identificação das frequências naturais de vibração e dos principais harmônicos que compõem estes sistemas.

Como já mencionado no capítulo 2, a escolha de um porta-ferramentas com haste de metal duro, contrastando com hastes de aço de uso comum na indústria, teve como objetivo proporcionar uma fresa com maiores frequências naturais. Os módulos das funções de transferência para as duas configurações de hastes testadas estão apresentadas na figura 4.1. Estas medições, representadas para uma faixa de frequências de 0 a 2000 Hz, correspondem aos modos de vibração da ferramenta na direção x e y do centro de usinagem, não sendo observadas mudanças significativas nos resultados obtidos para excitações realizadas em ambas as direções da máquina.

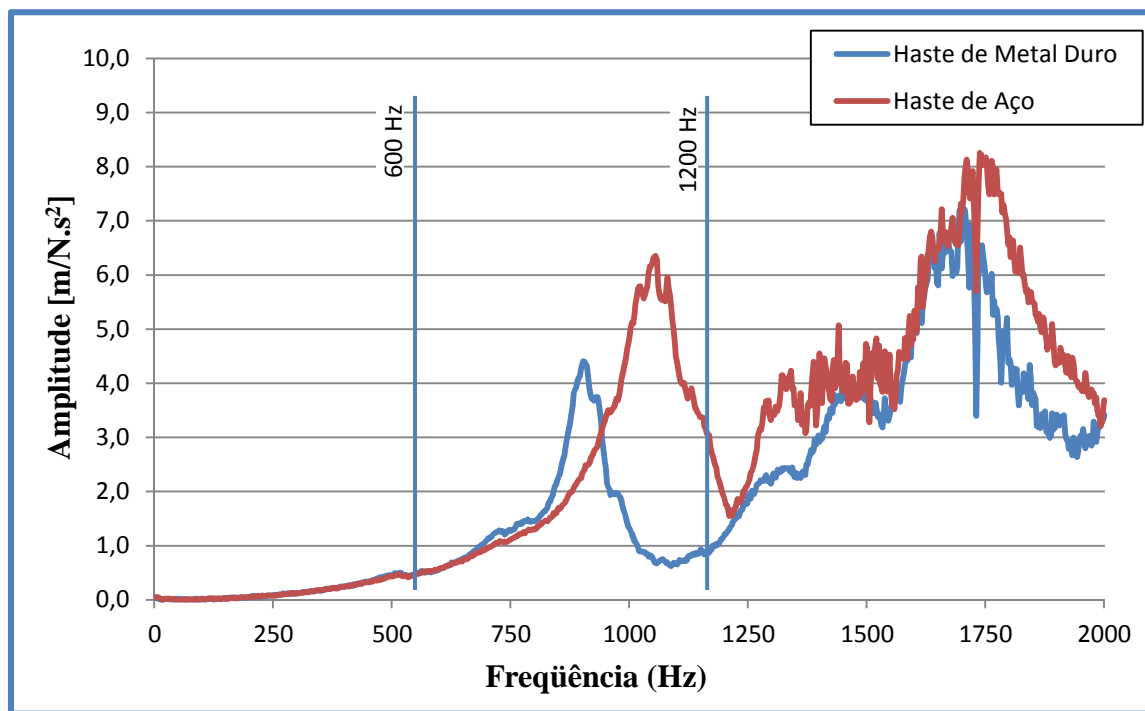


Figura 4.1 Módulo da função de transferência para as duas configurações de ferramentas ensaiadas (porta-ferramentas com haste de metal duro e com haste de aço)

Pode-se verificar nos resultados obtidos a configuração de diferentes respostas de comportamento das ferramentas testadas para diferentes faixas de frequência. Em uma faixa de frequência de 0 a 600 Hz ambas as ferramentas apresentaram o mesmo comportamento, com boa rigidez mecânica e com todas as frequências fundamentais de vibração acima desta faixa.

Já de 600 até 1200 Hz, tanto a haste de metal duro quanto a haste de aço apresentam amplitudes de vibração próximas. Entretanto deve-se observar que o porta-ferramenta com haste de metal duro apresentou uma menor frequência natural (910 Hz), enquanto o porta-ferramenta com haste de aço apresentou uma frequência natural maior (1050 Hz), o que pode indicar uma menor rigidez mecânica da ferramenta com haste de metal duro, diferentemente do que era esperado devido às características de ambos os materiais.

Apesar das duas fresas experimentadas apresentarem características geométricas bem próximas (comprimento em balanço, diâmetro da haste do porta-ferramenta, diâmetro de corte,

diâmetro dos insertos, número de insertos etc.) mas não idênticas devido a disponibilidade do fabricante, ainda há uma diferença construtiva entre as duas ferramentas, como pode ser visto na figura 4.2. Enquanto o porta-ferramentas de aço é inteiriço (haste + cabeçote), o porta-ferramentas de metal duro é composto por duas peças, haste de metal duro e cabeçote de aço, conectados por uma união rosçada M8. Esta configuração construtiva pode ter influenciado na frequência natural de vibração do porta ferramentas de metal duro, resultando assim em uma pior rigidez mecânica.



Figura 4.2 Porta-ferramentas com haste de aço e com haste de metal duro utilizados nos ensaios de fresamento

Em relação aos corpos de prova, os mesmos resultados obtidos por Antonialli (2009) para a análise de frequências experimental serão utilizados neste trabalho. Isto é possível pois as mesmas geometrias foram utilizadas para confecção de ambos os corpos de prova (CDP para

ensaio de vida de ferramenta e CDP para aquisição de forças de corte). Na figura 4.3 tem-se as funções de transferência para os dois corpos de prova, na direção x, y e z do centro de usinagem, para uma faixa de frequência de 0 a 10000 Hz. Pode-se constatar que as frequências fundamentais dos corpos de prova estão todas acima de 2000 Hz, praticamente não existindo grandes amplitudes de vibração em frequências inferiores a 1000 Hz, atestando sua excelente rigidez mecânica nesta faixa de frequência.

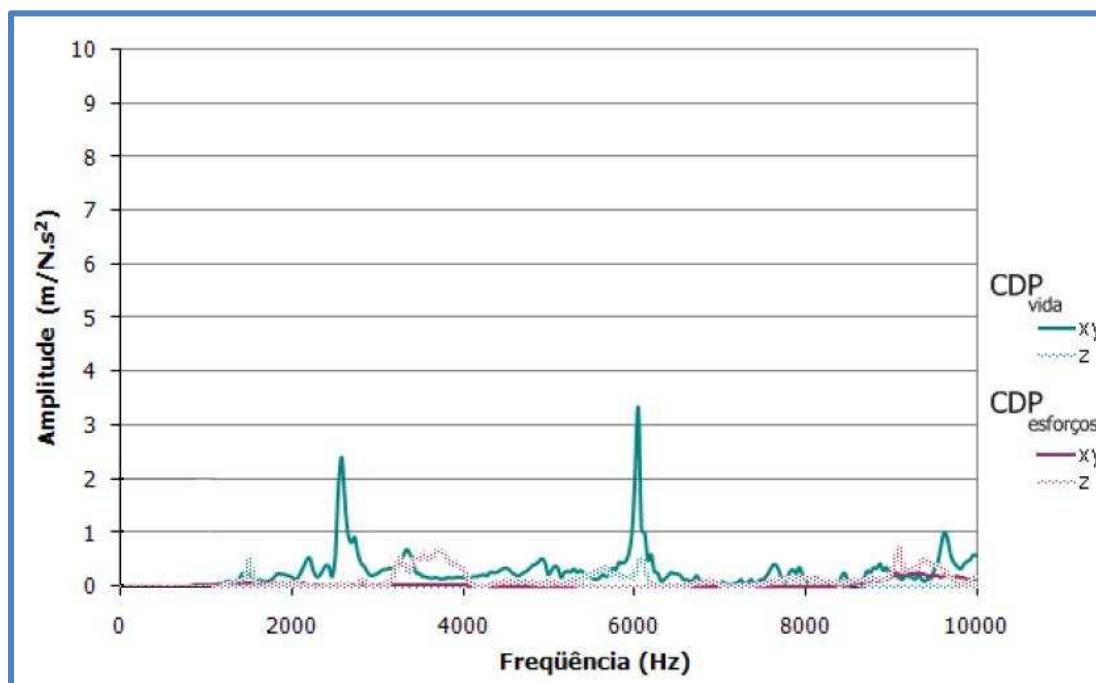


Figura 4.3 Módulo da função de transferência para os corpos de prova utilizados na faixa de frequência de 0 a 10000 Hz (adaptado de ANTONIALLI, 2009)

Estes resultados comprovam que a ferramenta é o “elo mais fraco da corrente”, isto é, a ferramenta é o elemento com maior tendência à vibração. Assim, quando são analisadas as frequências de vibração obtidas no processo, serão feitas comparações com as frequências naturais da ferramenta e não da peça, já que a ferramenta tem frequências naturais menores.

4.2. Análise de vida da ferramenta

Os resultados obtidos nos testes de fresamento serão primeiramente analisados em função da quantidade de material removido por vida da ferramenta. A figura 4.4 traz uma média de todas as 8 condições de corte avaliadas, além do erro calculado para cada bateria de ensaio.

Previamente às análises de vida dos parâmetros de corte propostos, deve-se observar a grande dispersão encontrada nos resultados, representada na figura 4.4 pela barra de erros (desvio padrão da média dos ensaios). Enquanto algumas condições de corte apresentaram uma boa repetibilidade, como o teste 4 e 6, outras condições mostraram-se bastante dispersas em relação à vida da ferramenta, como o teste 3 e 5. Estas variações ficam evidenciadas nas curvas de desgaste da ferramenta (figura 4.5).

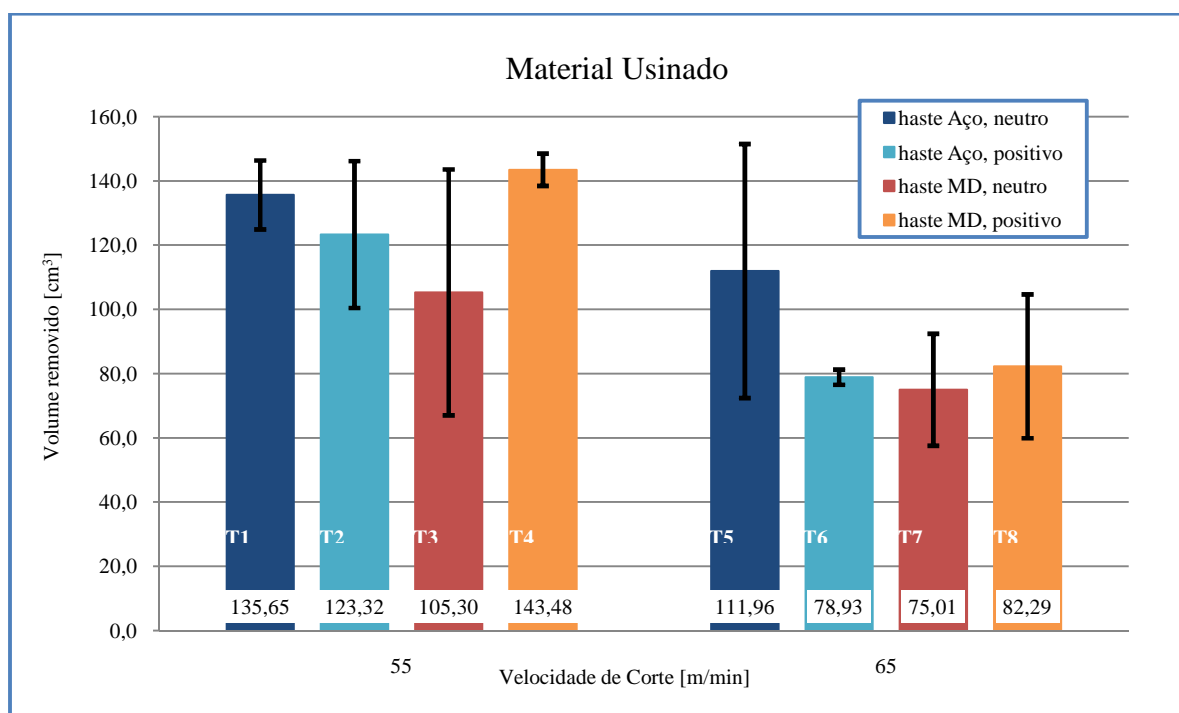


Figura 4.4 Vida da ferramenta em função do volume de material usinado

Na figura 4.5 é possível visualizar que, para ambos os testes, uma das trélicas teve vida próxima aos 30 minutos de corte, enquanto as outras duas trélicas apresentaram vidas bem menores, na faixa dos 15 minutos. O padrão de desgaste de flanco também é diferente, evidenciado pelas diferenças de inclinação da curva de desgaste da ferramenta. Outro ponto importante foi que uma maior dispersão de resultados não foi exclusiva de uma determinada variável de entrada dos ensaios, já que os testes 3 e 5 são diferentes na haste da ferramenta e velocidade de corte, coincidindo apenas no ângulo de saída neutro.

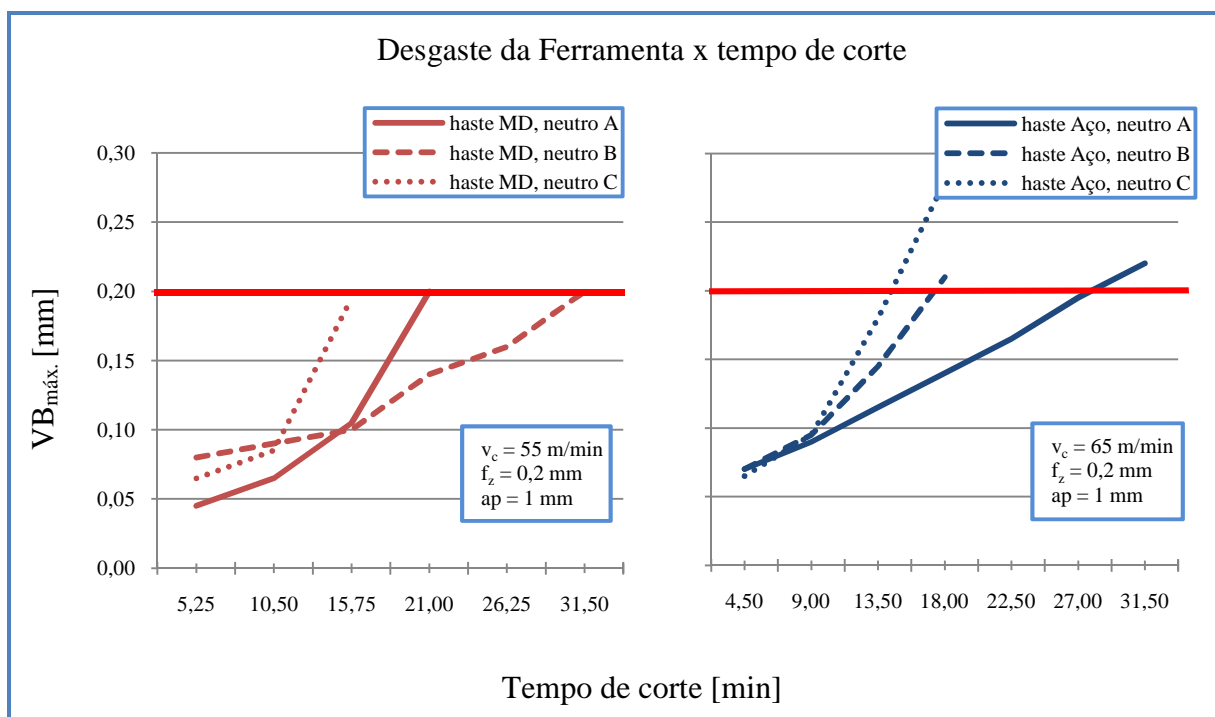


Figura 4.5 Alta dispersão nas curvas de desgaste de flanco de ferramenta (testes 3 e 5)

Neste mesmo sentido, quando analisa-se os testes 4 e 6 (figura 4.6), a baixa dispersão dos resultados de vida de ferramenta não aponta para nenhuma variável de entrada que possa ser significativa para a dispersão, pois aqui também tem-se diferentes parâmetros de haste de ferramenta, velocidade de corte e ângulo de saída.

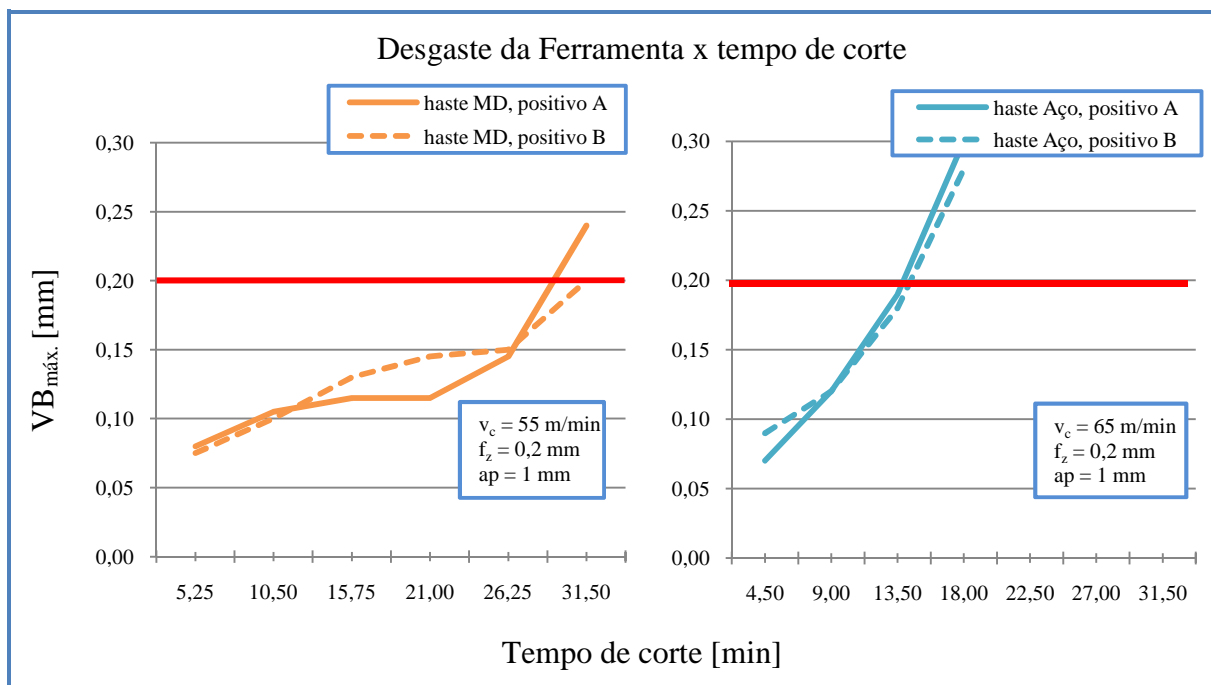
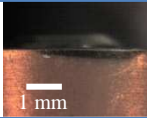
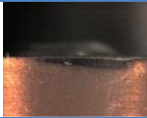
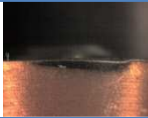
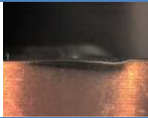
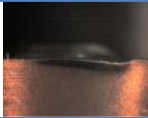








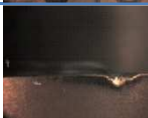


Figura 4.6 Baixa dispersão nas curvas de desgaste de flanco de ferramenta (testes 4 e 6)

Quando é analisado o comportamento da evolução do desgaste das ferramentas testadas, pode-se observar que elas apresentam desgastes de flanco com evolução regular, seguido pelo aparecimento de adesões do material do cavaco na ferramenta. Segundo Trent e Wright (2000) a evolução do fresamento interrompido de ligas de titânio resulta no arrancamento destas partículas aderidas, removendo juntamente fragmentos da aresta de corte (*attrition*) e causando inconsistência da vida da ferramenta. Desta forma, a dispersão na vida das ferramentas pode estar relacionada com este mecanismo de desgaste de adesão/*attrition*.

Tabela 4.1 Evolução do desgaste de flanco para teste 5

Tempo de corte [min]	Teste 5 – haste de Aço, γ_0 neutro, $v_c = 65$ m/min					
	4,5	9,0	13,5	18,0	22,5	31,5
tréplica A						
tréplica B						
tréplica C						

Na tabela 4.1 pode-se visualizar a disparidade nas tréplicas para o teste 5. Enquanto na tréplica A o desgaste foi bastante regular na maior parte da vida da ferramenta, nas tréplicas B e C, grandes porções de material aderido aparecem próximo aos 15 minutos de corte. Pode-se observar também que o início de corte para os 3 ensaios é bem parecido, mantendo um mesmo padrão de evolução de desgaste até os primeiros 10 minutos de corte. Apesar do mecanismo de desgaste ser aparentemente o mesmo, observou-se a sua ocorrência em períodos diferentes dentro da mesma bateria de ensaios.

Em relação ao desempenho geral dos testes de fresamento, não foi possível constatar melhores vidas para as ferramentas que utilizaram hastes de metal duro, o que, apesar de não ser o esperado pela proposta inicial deste trabalho, pode ser explicada pela menor frequência natural de vibração averiguada no ensaio de análise de frequências experimental. Analisando novamente a figura 4.4, a haste de metal duro é melhor que a haste de aço para apenas 1 das 4 combinações ensaiadas (vide ensaios T2 e T4 na figura – $v_c = 55$ m/min e γ_0 positivo). Para todas as outras combinações (T1xT3 – $v_c = 55$ m/min e γ_0 neutro, T5xT7 – $v_c = 65$ m/min e γ_0 neutro e T6xT8 – $v_c = 65$ m/min e γ_0 positivo) as ferramentas com haste de metal duro tiveram uma vida menor ou muito próxima das ferramentas com haste de aço.

Este resultado também pode ser comprovado a partir da análise de variância realizada através do programa computacional *Minitab*. A figura 4.7, referente aos gráficos de efeitos principais dos fatores testados, mostrou que a escolha de uma ou outra haste apresentou pouca

influência sobre a vida da ferramenta. Quanto mais horizontal a linha que liga os dois pontos referentes as haste de aço e metal duro, menor é o efeito desta condição para a vida da ferramenta.

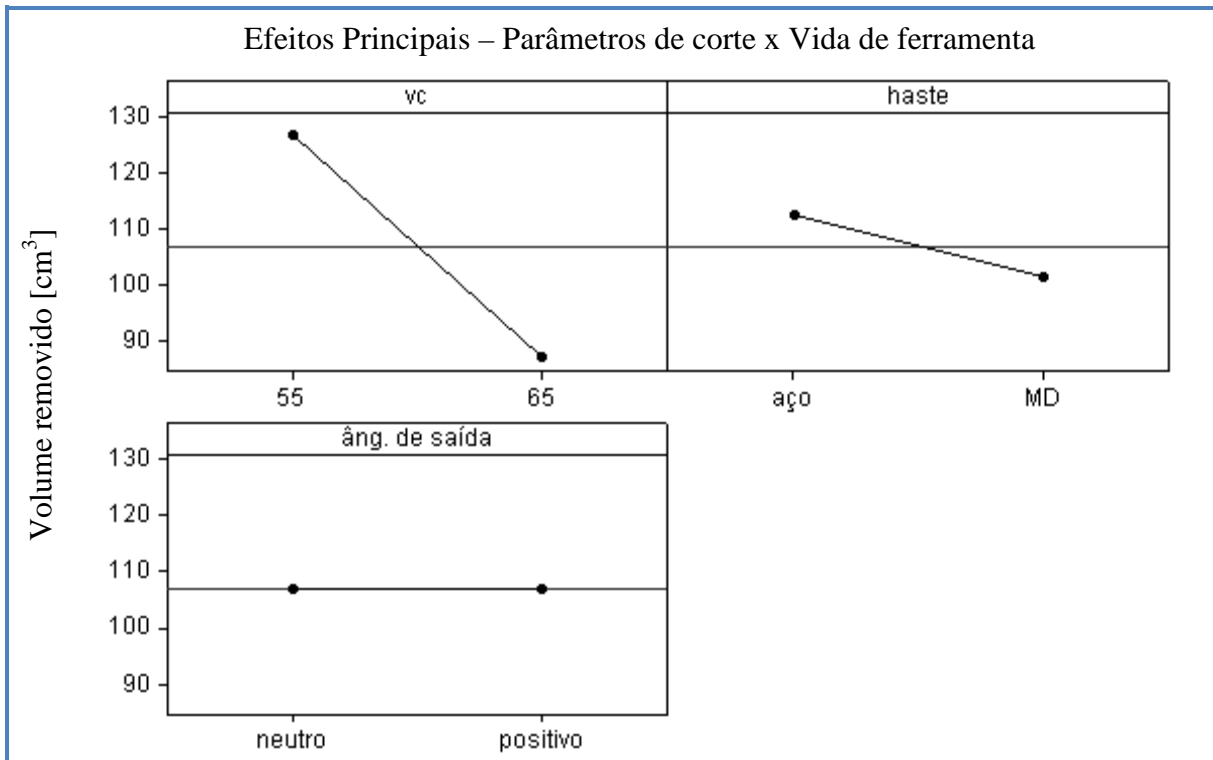


Figura 4.7 Efeitos principais de v_c , haste da ferramenta e γ_o sobre vida da ferramenta

Com relação à velocidade de corte, as menores vidas de ferramenta (em tempo de corte) foram obtidas para $v_c = 65$ m/min, sendo que o volume de material removido por vida de ferramenta também foi menor para esta velocidade. A análise de variância da figura 4.7 mostrou que velocidade de corte é o fator que apresenta a maior influência sobre a vida da ferramenta. Segundo König e Klock (1997), a velocidade de corte tem um efeito sobre a vida da ferramenta maior do que o avanço e profundidade de corte. De um modo geral, 50% de aumento na velocidade de corte resulta em 90% de perda na vida da ferramenta, medida no flanco, dependendo da velocidade inicial e do tipo de metal-duro utilizado. Isto indica a maior influência de v_c na vida da ferramenta quando comparado ao material da haste da ferramenta e ângulo de saída.

Já em relação ao ângulo de saída, não foi possível identificar uma tendência de comportamento para vida de ferramenta. Quando compara-se o teste 1 e 4, que apresentam as maiores vidas de ferramenta, tem-se γ_0 neutro para o T1 e γ_0 positivo para T4, dificultando a indicação de uma condição ideal para ângulo de saída da ferramenta. O ângulo de saída positivo (menor ângulo de cunha e conseqüentemente maior fragilidade da aresta de corte) também não foi um fator determinante para o aparecimento de lascamentos e/ou trincas na aresta de corte. A falta de significância de γ_0 sobre a vida da ferramenta também é fortemente comprovada no resultado da análise de variância da figura 4.7, no qual o efeito deste parâmetro sobre a quantidade de material removido é praticamente nulo.

Ainda em relação à análise de variância, o gráfico de Pareto (figura 4.8) determina a magnitude e importância de cada efeito e de suas interações, através do valor absoluto e de uma linha de referência. O valor de alpha (α), freqüentemente definido como nível de significância, é usualmente ajustado para 0,05. A este nível, a chance de encontrar um efeito que realmente não é relevante é de apenas 5%.

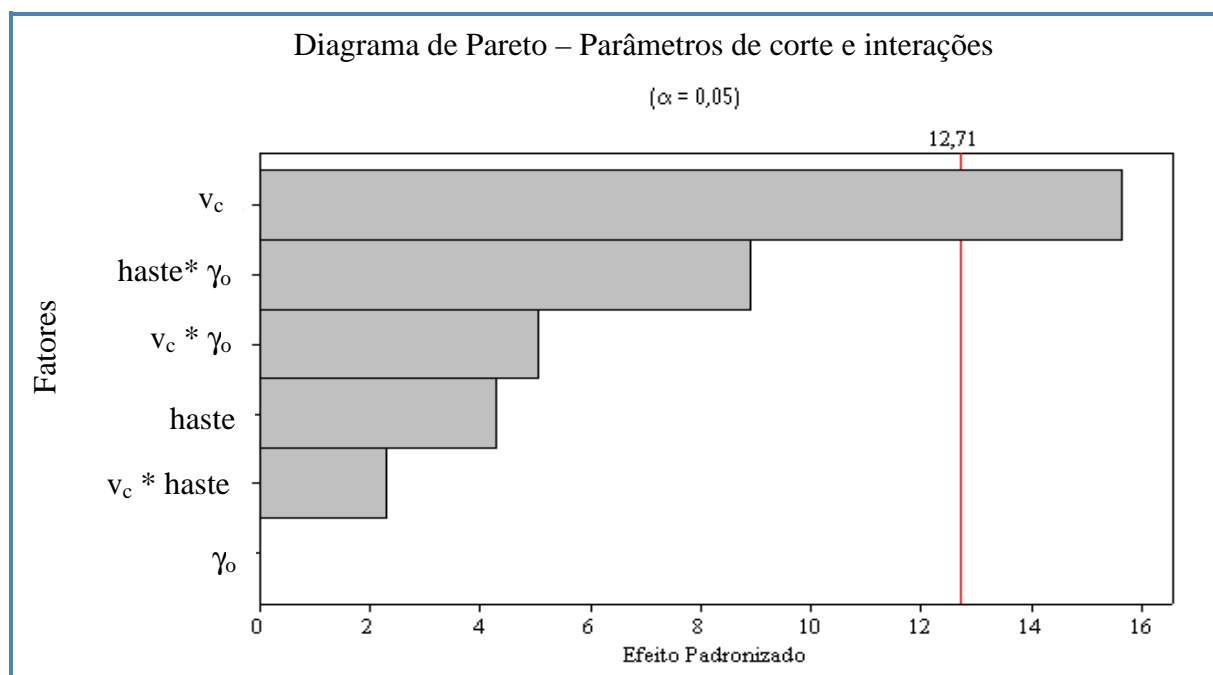
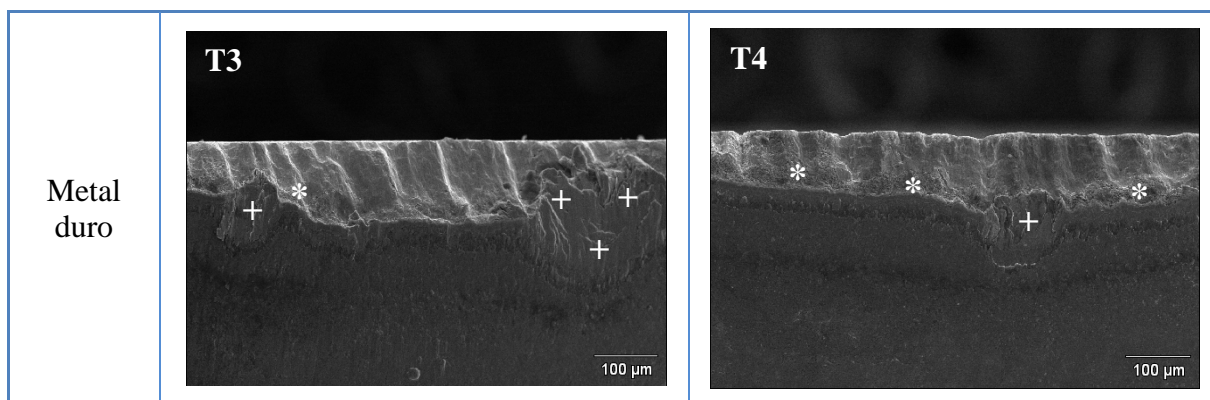


Figura 4.8 Análise fatorial dos parâmetros de corte e interações

Reiterando os resultados de análise de variância da figura 4.7, para o gráfico de Pareto tem-se que a v_c foi o fator determinante na vida da ferramenta, enquanto que γ_o tem influência quase nula. A interação ($haste*\gamma_o$) apresenta-se como o segundo fator mais crítico, seguido por ($v_c*\gamma_o$), $haste$ e ($v_c*haste$). É importante salientar que, segundo este teste estatístico, todos os fatores e interações que ultrapassam a linha vermelha de referência podem ser potencialmente importantes para a vida da ferramenta de corte.

A seguir, as tabelas 4.2 e 4.3 trazem fotografias tiradas em MEV da superfície de folga dos insertos, no momento de fim de vida das ferramentas utilizadas nos ensaios de fresamento, para os 8 testes realizados. Optou-se pela indicação de apenas uma aresta de corte representativa de cada teste para a caracterização dos mecanismos de desgaste. Desta forma, a tabela 4.2 contempla os testes realizados com $v_c = 55\text{m/min}$ enquanto que a tabela 4.3 apresenta os testes para $v_c = 65\text{m/min}$.

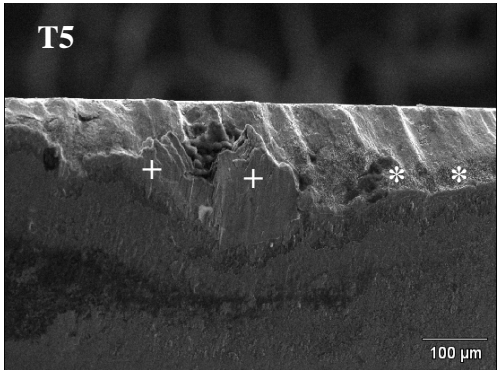
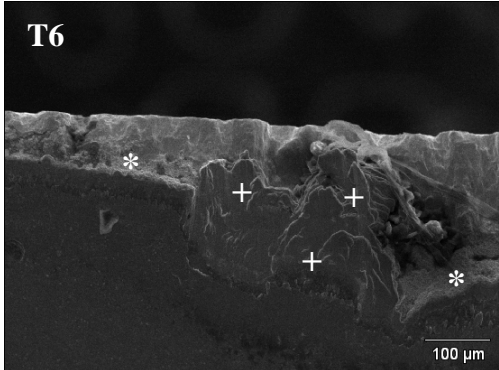
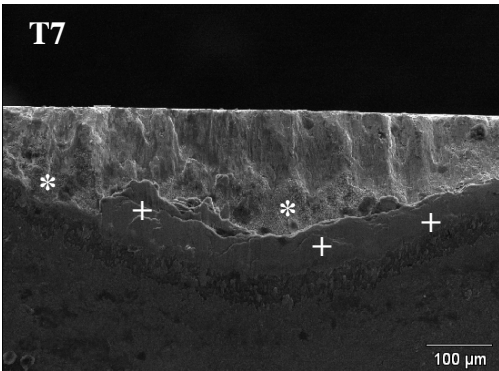
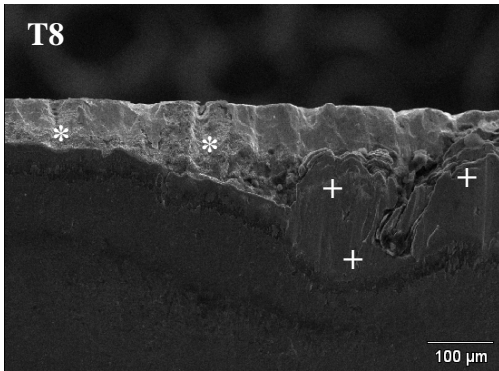
	$v_c = 55 \text{ m/min}$ $f_z = 0,2 \text{ mm}$ $a_p = 1,0 \text{ mm}$ $a_e = 9 \text{ mm}$ $\kappa_r = 20^\circ$ $\phi_0 = 110^\circ$					
material da haste	ângulo de saída (γ_o)					
	neutro			positivo		
Aço	<p>T1</p>			<p>T2</p>		



Observou-se, a partir dos resultados de EDS, a existência de grandes camadas de adesão de titânio na ferramenta representado pelos pontos (+) nas figuras. A presença de titânio poderia indicar que havia ainda cobertura da ferramenta nestes pontos. Porém, a aparência dos pontos marcados com (+), em forma de camadas, mostra que teve-se adesão de titânio da peça nestes pontos. As regiões marcadas pelos pontos (*) indicaram a presença de carbonetos de tungstênio, caracterizando a exposição do substrato da ferramenta. A combinação de material da peça aderido à ferramenta e substrato exposto configura a ocorrência do mecanismo de desgaste por adesão/*attrition*.

Apesar da variação na vida da ferramenta em função dos parâmetros testados, este foi o mecanismo de desgaste predominante nos ensaios. Trent e Wright (2000) afirmam que, uma condição necessária para que o desgaste por *attrition* ocorra é um fluxo intermitente e menos laminar do material da peça sobre a aresta de corte. Quando *chatter* ocorre (característico no fresamento de titânio), o fluxo de metal sobre a ferramenta é bastante irregular, o que faz com que possa ocorrer a penetração de material da peça/cavaco entre aresta e peça, aderindo sobre a superfície de folga da ferramenta e proporcionando o *attrition*.

**Tabela 4.3 Análise de EDS a partir das fotografias MEV dos insertos desgastados, segunda
bateria de testes – $v_c = 65$ m/min**

				$v_c = 65$ m/min	$f_z = 0,2$ mm	$a_p = 1,0$ mm	$a_e = 9$ mm	κ_r 20°	ϕ_0 110°
material da haste	ângulo de saída (γ_o)								
	neutro		positivo						
Aço	T5		T6						
									
Metal duro	T7		T8						
									

Outro fator importante encontrado foi que os parâmetros avaliados nos testes (v_c , haste e γ_o) trouxeram pouca influência sobre o mecanismo de desgaste e modo de falha. Aqui fica reforçado que a escolha de uma configuração de ferramenta com haste de metal duro não apresentou melhores resultados quando comparado à ferramenta com haste de aço, já que não houve variação no mecanismo de desgaste predominante. Ou seja, a busca de uma ferramenta mais rígida através do uso de metal duro como haste de ferramenta não atuou no mecanismo de desgaste, e conseqüentemente, na vida da ferramenta. A frequência de entrada dos dentes das fresas no corte era de 44 Hz quando se utilizou $v_c = 55$ m/min e 52 Hz quando se utilizou $v_c = 65$ m/min. Estas frequências, que normalmente são as principais frequências de vibração da ferramenta, estão bem

abaixo de 600 Hz (visualizado na figura 4.1), frequência a partir da qual começam a se ter harmônicos das frequências de excitação de ambas as ferramentas. Portanto, nas condições testadas as ferramentas eram bastante rígidas, o que evitou o lascamento da aresta por fadiga. Entretanto, alguma vibração em uma frequência harmônica da frequência principal da ferramenta deve ter ultrapassado 600 Hz, o que gerou a vibração necessária para que o mecanismo de *attrition* tenha ocorrido.

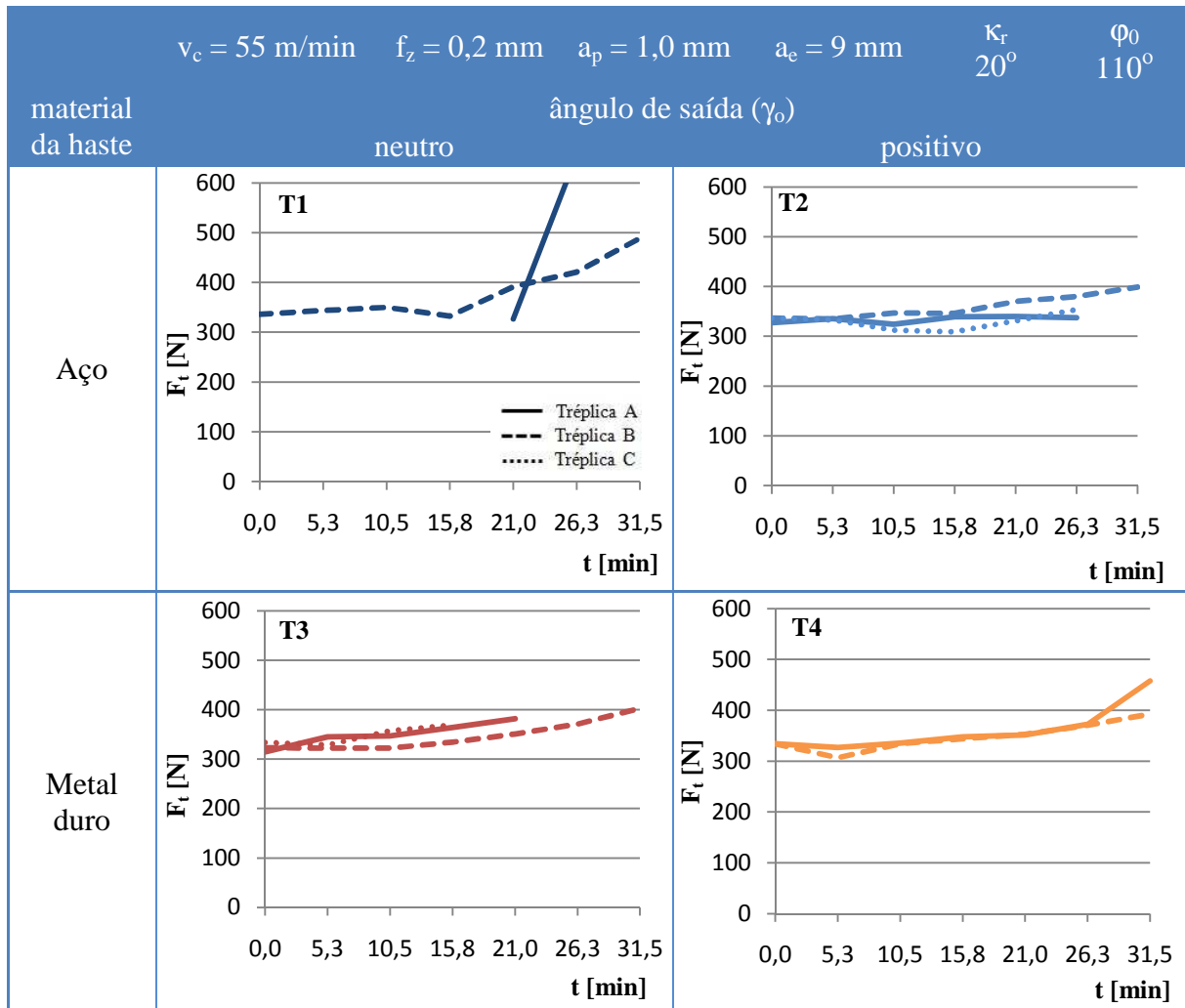
4.4. Avaliação das forças de corte

Primeiramente será apresentado o comportamento das forças de usinagem em função do tempo de corte. A matriz de transformação de coordenadas da equação 2.3 (descrita no capítulo 2) foi utilizada para calcular as forças de corte na direção radial, tangencial e axial a partir das componentes da força nos eixos x, y e z, adquiridos através da plataforma piezelétrica. Como o corte é interrompido e as componentes de força variam ciclicamente, foi utilizado um valor RMS do sinal total de F_t , F_a , e F_r , adquiridos ao longo de 5 segundos de corte realizados na peça fixada ao dinamômetro. Este valor RMS (*root mean square*, valor quadrático médio) foi utilizado para a confecção dos gráficos que serão apresentados a seguir.

As tabelas 4.4 e 4.5 mostram a evolução da força tangencial ao longo da vida para todos os 8 testes realizados. Cada curva corresponde a uma das réplicas ou tréplicas realizadas, pois testes que apresentaram menores dispersões em relação à vida de corte foram repetidos apenas uma vez. Observa-se um comportamento regular desta componente da força de usinagem e uma tendência de aumento da F_t com aumento do tempo de corte e conseqüente aumento de desgaste de flanco.

A hipótese de que ferramentas com ângulo de saída positivo possam proporcionar diminuição nos esforços de corte não foi comprovada nos testes realizados para a componente F_t , como pode ser observado.

Tabela 4.4 Evolução da força tangencial em RMS ao longo da vida, $v_c = 55$ m/min

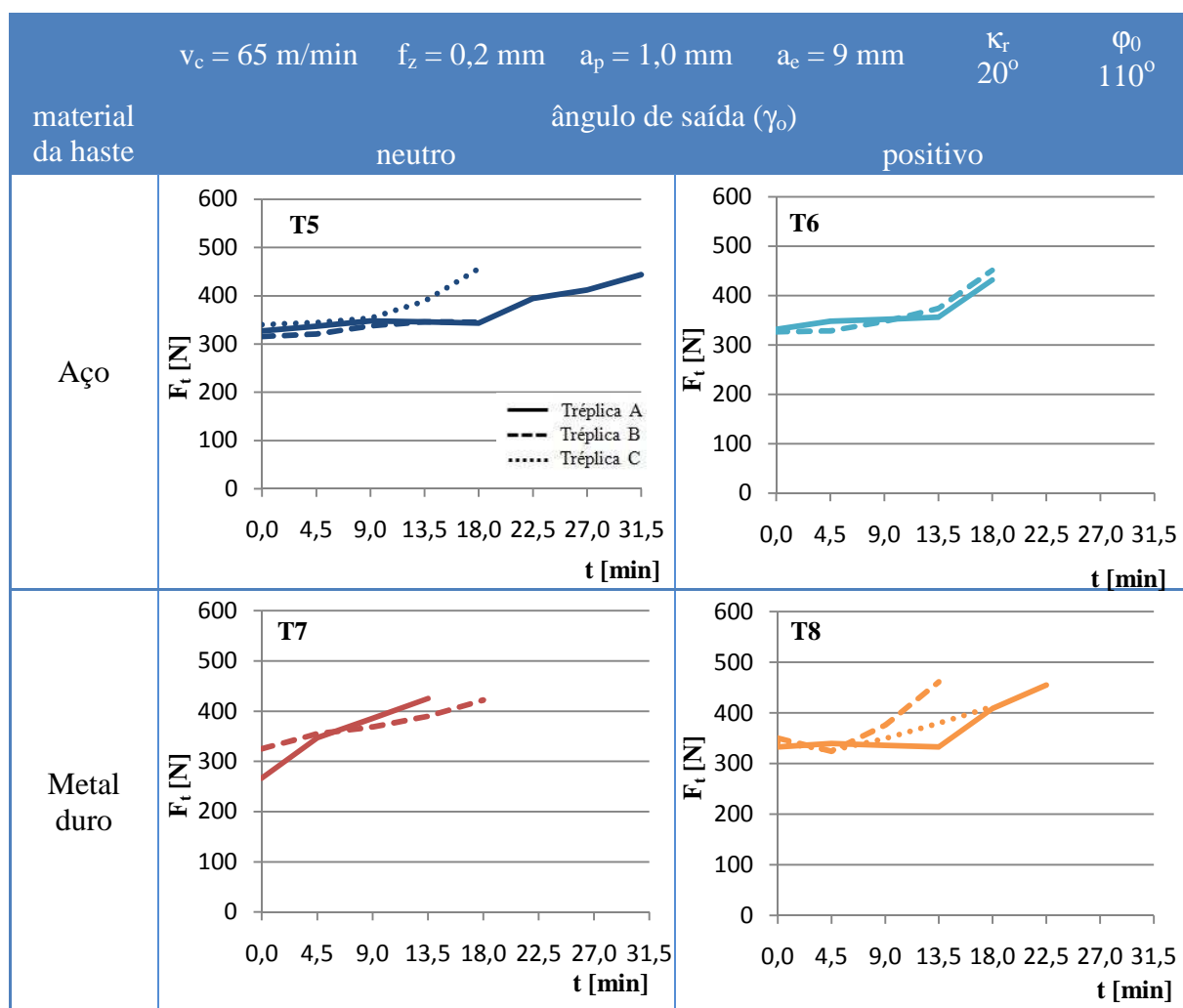


Da mesma forma, os outros dois parâmetros avaliados nos testes (v_c e material da haste) também não resultaram em variações de F_t , já que o patamar de força manteve-se entre 300 e 400 N em praticamente todos os ensaios, havendo apenas algumas alterações no fim de vida das ferramentas, devido à influência do aumento do desgaste de flanco.

Os testes que apresentaram bastante dispersão no desgaste e vida da ferramenta (T3 e T5) não apresentaram dispersão nos valores de F_t , pelo menos no início da vida das ferramentas, como pode ser visto nas tabelas 4.4 e 4.5. A diferença entre as curvas das réplicas destes ensaios só acontece depois que começa a ocorrer a dispersão do desgaste, gerando então diferentes valores de força. Em outras palavras, o que quer que tenha causado a dispersão dos valores de

desgaste e vida das ferramentas em cada um destes testes, não teve influência na componente tangencial da força de usinagem.

Tabela 4.5 Evolução da força tangencial em RMS ao longo da vida, $v_c = 65$ m/min



As tabelas 4.6 e 4.7 apresentam a evolução da força axial em função do tempo de corte. Como observado para a componente tangencial, a componente axial também não sofreu influências significativas devido à variação do material da haste, da velocidade de corte e do ângulo de saída do inserto. Também esta componente da força não apontou a causa da dispersão dos desgastes e vida da ferramenta, pois os testes com mais dispersão não tiveram variação significativa dos resultados desta componente da força.

Tabela 4.6 Evolução da força axial em RMS ao longo da vida, $v_c = 55$ m/min

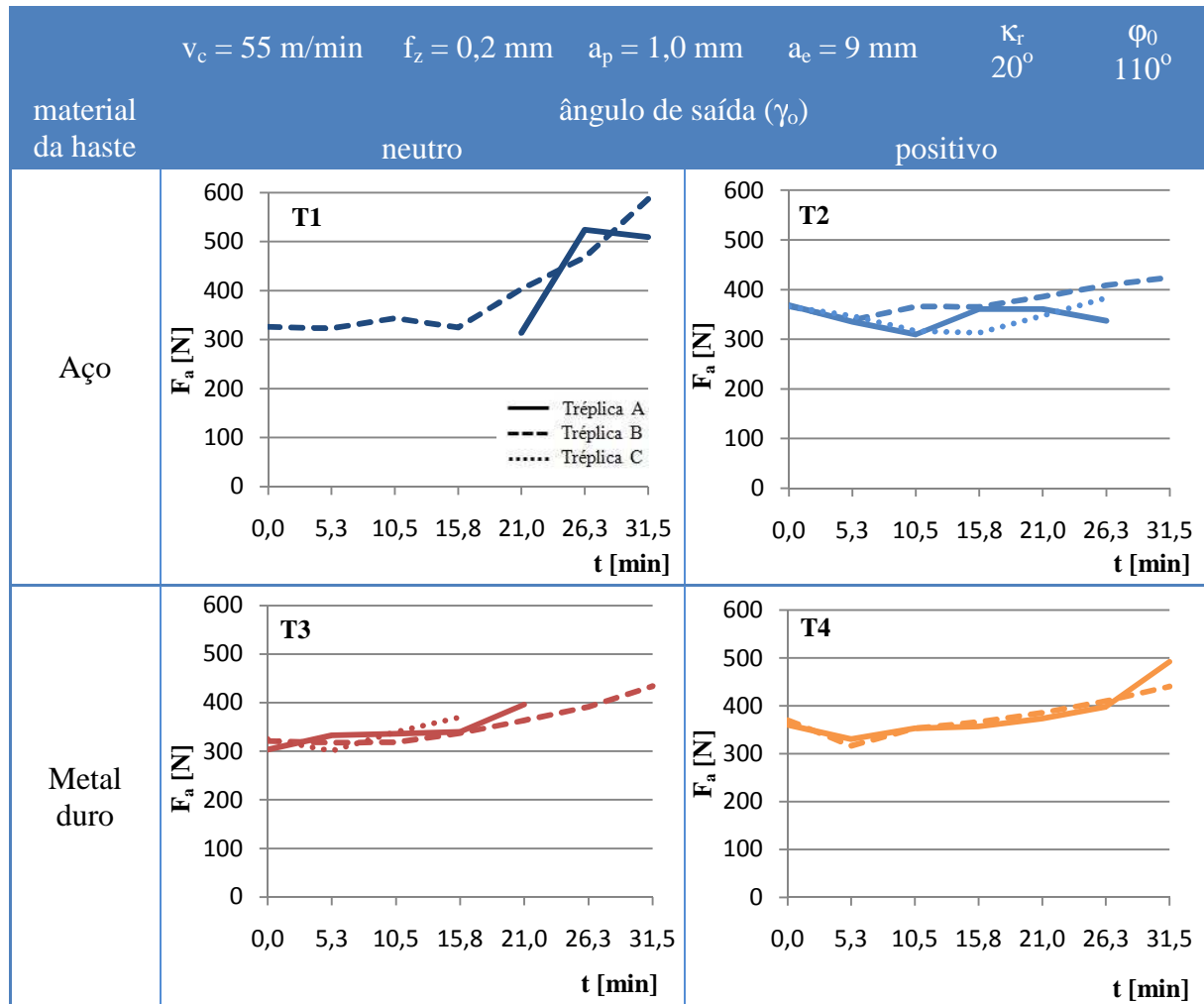
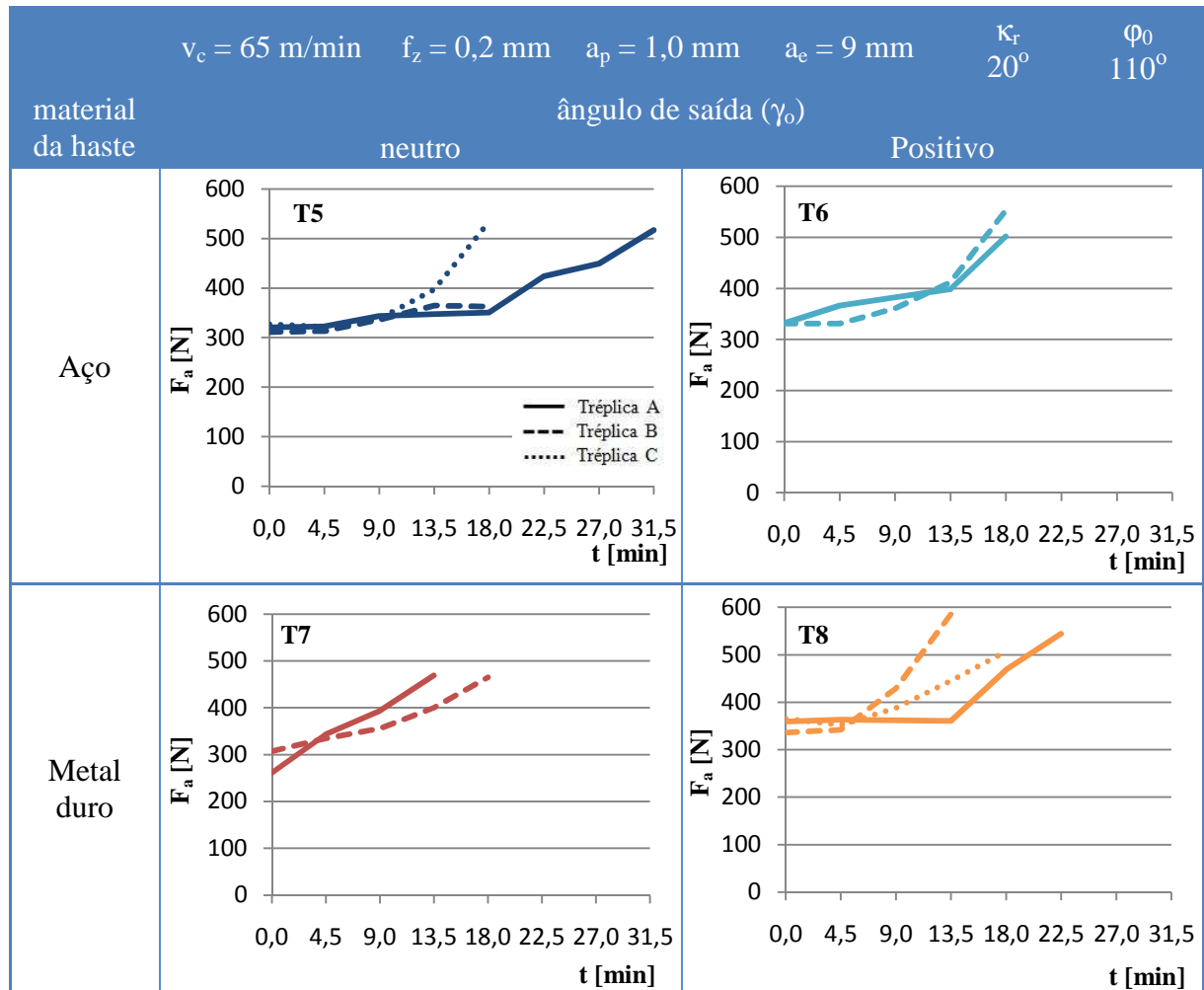
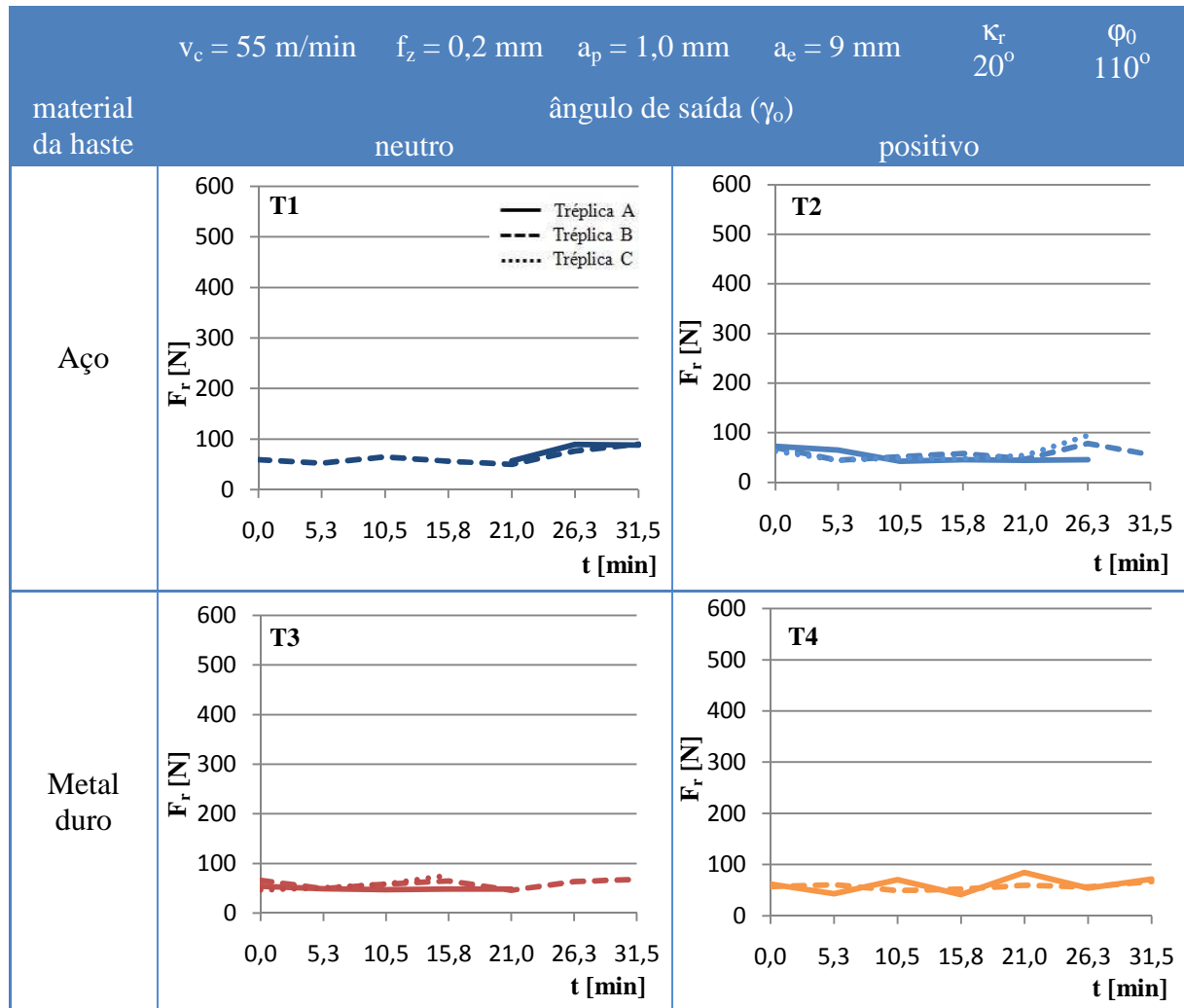


Tabela 4.7 Evolução da força axial em RMS ao longo da vida, $v_c = 65$ m/min



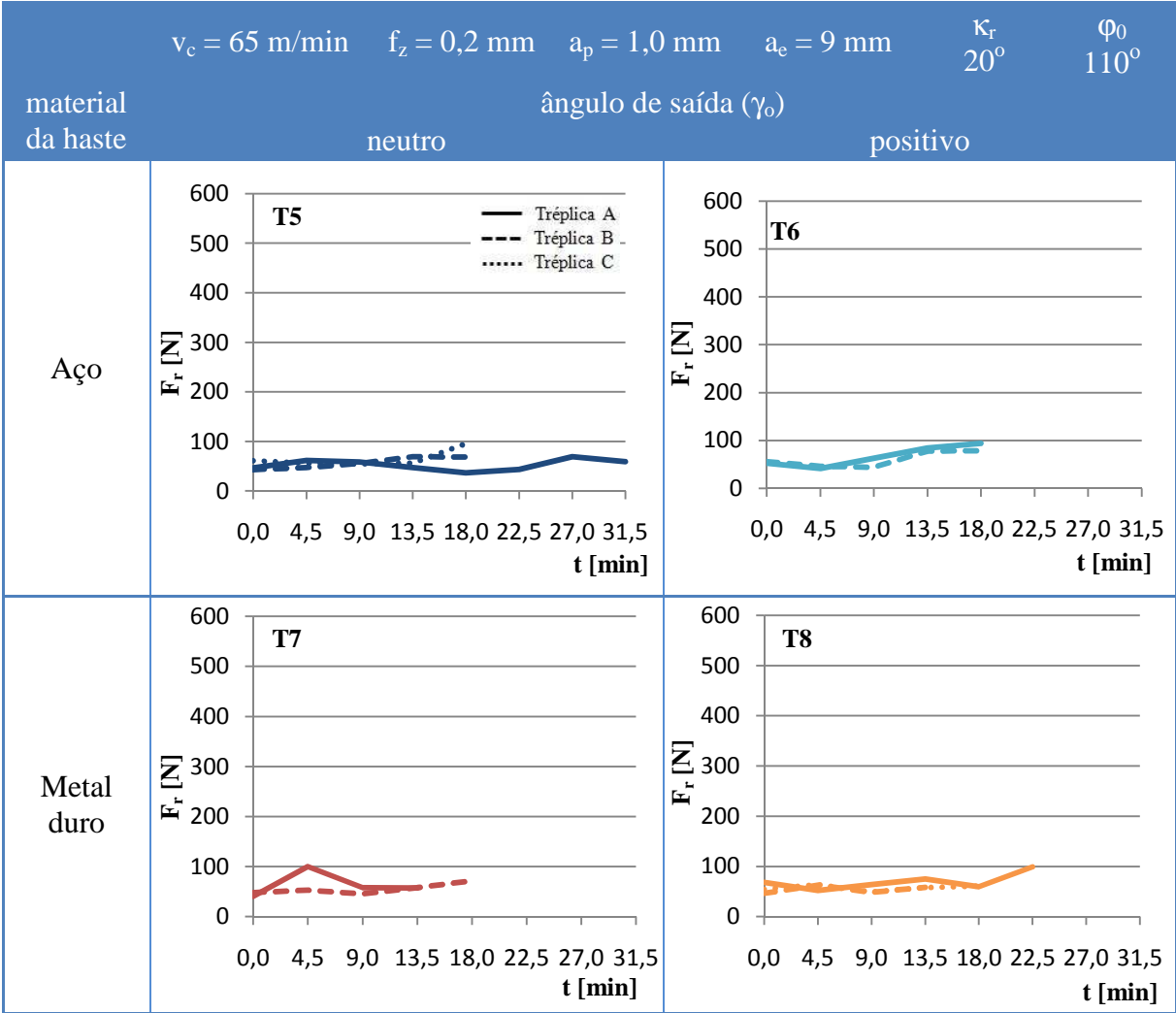
As tabelas 4.8 e 4.9 apresentam a evolução da força radial em função do tempo de corte. Importante observar que a componente radial, quando comparada à componente tangencial, apresenta magnitudes de força menores, geralmente abaixo dos 100 N.

Tabela 4.8 Evolução da força radial em RMS ao longo da vida, $v_c = 55$ m/min



Novamente, seguindo o mesmo comportamento apresentado pelas componentes tangencial e axial, a força radial não sofreu alterações significativas em função das variações dos parâmetros testados (material da haste, v_c e ângulo de saída). Há que se notar nestes gráficos que a componente radial da força tem valor menor que as outras componentes, devido ao baixo valor do ângulo de posição da ferramenta ($\kappa_r = 20^\circ$).

Tabela 4.9 Evolução da força radial em RMS ao longo da vida, $v_c = 65$ m/min



A idéia inicial deste trabalho consistia em avaliar o comportamento de porta-ferramentas com hastes de metal duro em relação às suas respostas em termos de vibrações. Uma das maneiras que isto pode ser feito é através da análise do comportamento da força radial, no domínio da frequência, durante o processo de fresamento. Segundo Antonialli (2009) a componente radial da força de corte é aquela que impõe à ferramenta uma solicitação de flexão, enquanto a componente axial, por exemplo, comprime a ferramenta contra o eixo-árvore, uma direção muito mais rígida. Pode-se esperar desta forma que a F_r seja a componente mais nociva à estabilidade do processo e à vida da ferramenta. Assim, analisando esta componente da força de

corte no domínio da frequência, é possível identificar padrões de comportamento de determinadas frequências, ou de faixas de frequência, que possam ser relacionados ao processo de usinagem.

Para a avaliação da força radial no domínio da frequência foi utilizado o algoritmo FFT (*fast Fourier transform*, transformada rápida de Fourier), método bem conhecido de análise de sinais no domínio da frequência. Esta análise foi feita através do programa computacional *Matlab*.

As tabelas 4.10 e 4.11 apresentam a evolução da componente radial da força de corte no domínio da frequência. As tabelas foram montadas buscando confrontar o comportamento da haste de aço com a haste de metal duro, para as mesmas condições de usinagem. Assim tem-se $v_c = 55 \text{ m/min}$ e γ_o neutro para a tabela 4.10 e $v_c = 65 \text{ m/min}$ e γ_o positivo para a tabela 4.11. As duas primeiras linhas da tabela correspondem ao início do corte e a última linha apresenta o estágio de fim de vida da ferramenta ($VB_{\text{máx}} = 0,2 \text{ mm}$). Também foram anexadas aos gráficos de FFT imagens de microscópio óptico do flanco da ferramenta, podendo-se assim acompanhar a evolução da marca de desgaste do inserto de corte.

Os picos observados nos espectros de frequência correspondem à frequência de entrada dos insertos da ferramenta no corpo de prova e aos seus harmônicos. Esta frequência de excitação ocorre a 44 Hz para $v_c = 55 \text{ m/min}$ e 52 Hz para $v_c = 65 \text{ m/min}$. Como pode ser visualizado nas tabelas abaixo, as maiores amplitudes da componente F_r estão associadas à estes picos, havendo uma grande atenuação das amplitudes a partir de 400 Hz.

Da mesma forma que as componentes da força de usinagem não apresentaram diferenças significativas entre si no domínio do tempo, em função dos diferentes parâmetros testados (v_c , material da haste e γ_o), também não foram visualizadas diferenças significativas para o domínio da frequência. Assim, não é possível constatar diferenças significativas entre os espectros de frequência para as duas hastes analisadas, não havendo indicação de atenuação de vibrações para o uso de ferramentas com haste de metal duro.

$v_c = 55$ m/min $f_z = 0,2$ mm $a_p = 1,0$ mm $a_e = 9$ mm $\kappa_r = 20^\circ$ $\phi_0 = 110^\circ$

T1 - haste aço, γ_o neutro T3 - haste metal duro, γ_o neutro

The figure displays the evolution of the frequency spectrum (Fr [N] vs [Hz]) and the corresponding optical images of the chip formation process for two different tool materials (T1 and T3) at different cutting times (t_c).

The graphs are arranged in a 3x2 grid, showing the frequency spectrum (Fr [N] vs [Hz]) and the corresponding optical image of the chip formation process. The x-axis represents frequency [Hz] (0 to 1200), and the y-axis represents force Fr [N] (0 to 70).

The rows correspond to different cutting times (t_c):

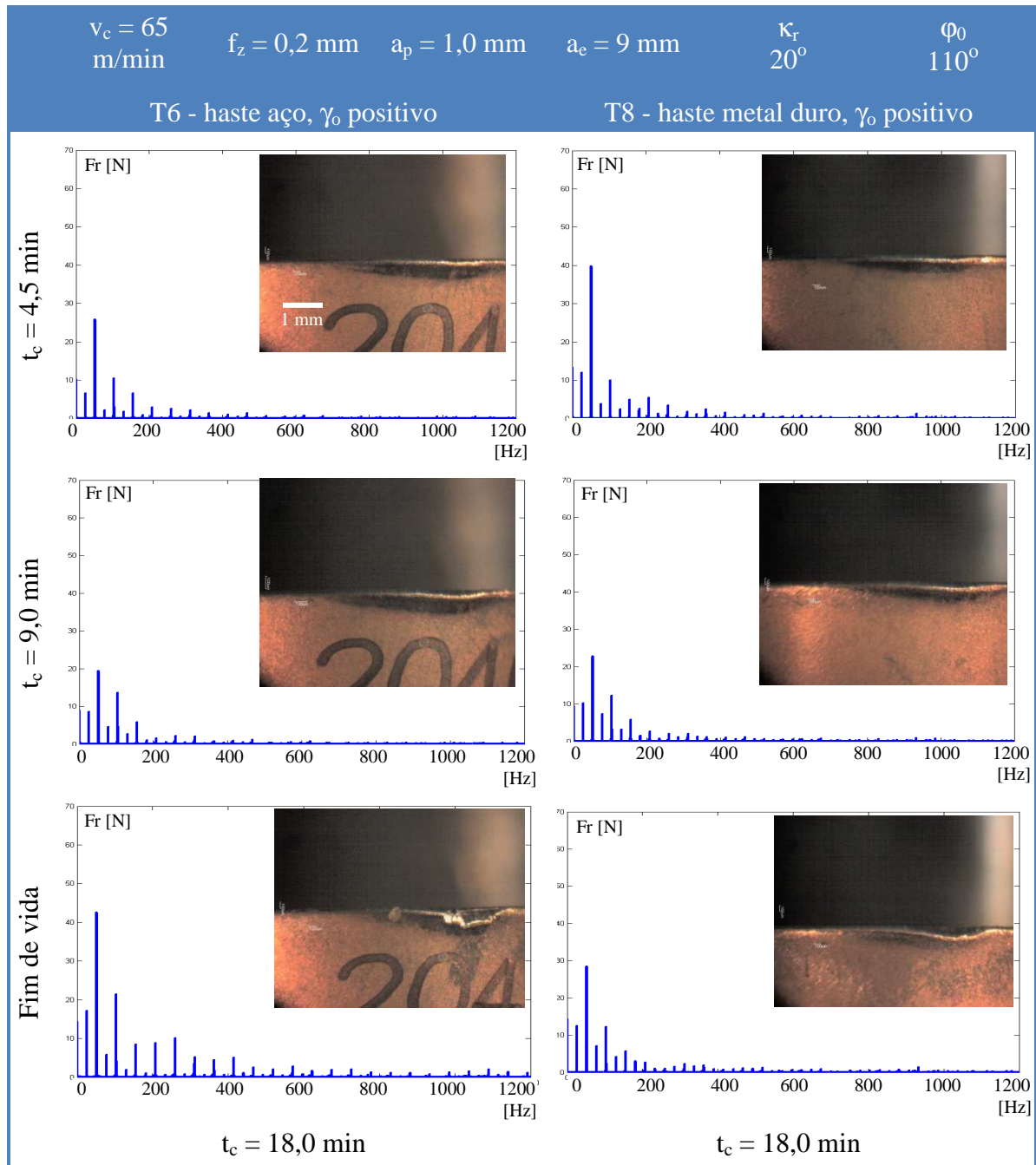
- Top row: $t_c = 5,25$ min
- Middle row: $t_c = 10,5$ min
- Bottom row: $t_c = 31,5$ min

The columns correspond to different tool materials:

- Left column: T1 - haste aço, γ_o neutro
- Right column: T3 - haste metal duro, γ_o neutro

The optical images show the chip formation process, with a 1 mm scale bar indicated in the top-left image. The chip is labeled '2040' in the images.

Tabela 4.11 Evolução dos espectros de frequência de F_r ao longo da vida, $v_c = 65$ m/min



A pouca influência da haste de metal duro no desempenho dos testes realizados, tanto em relação a níveis de vibração (observados através dos espectros de frequência) quanto em relação à vida da ferramenta (volume de material usinado), está relacionada ao módulo de função de transferência das duas ferramentas serem muito parecidos. Além disso, as principais frequências

de F_r encontradas nos ensaios estão abaixo de 600 Hz, região na qual ambas as ferramentas apresentam rigidez mecânica praticamente idêntica.

A figura 4.9 apresenta uma sobreposição do módulo da função de transferência das duas configurações de ferramentas avaliadas e um espectro de frequência de F_r padrão representativo dos ensaios de fresamento realizados. Aqui fica claro que a escolha de uma ou outra haste para montagem das ferramentas de fresamento não representará melhorias para o fresamento, pois a componente radial da força de corte está atuando em uma faixa de frequência de mesma característica de rigidez mecânica, tanto para fresas montadas com a haste de aço quanto com a haste de metal duro.

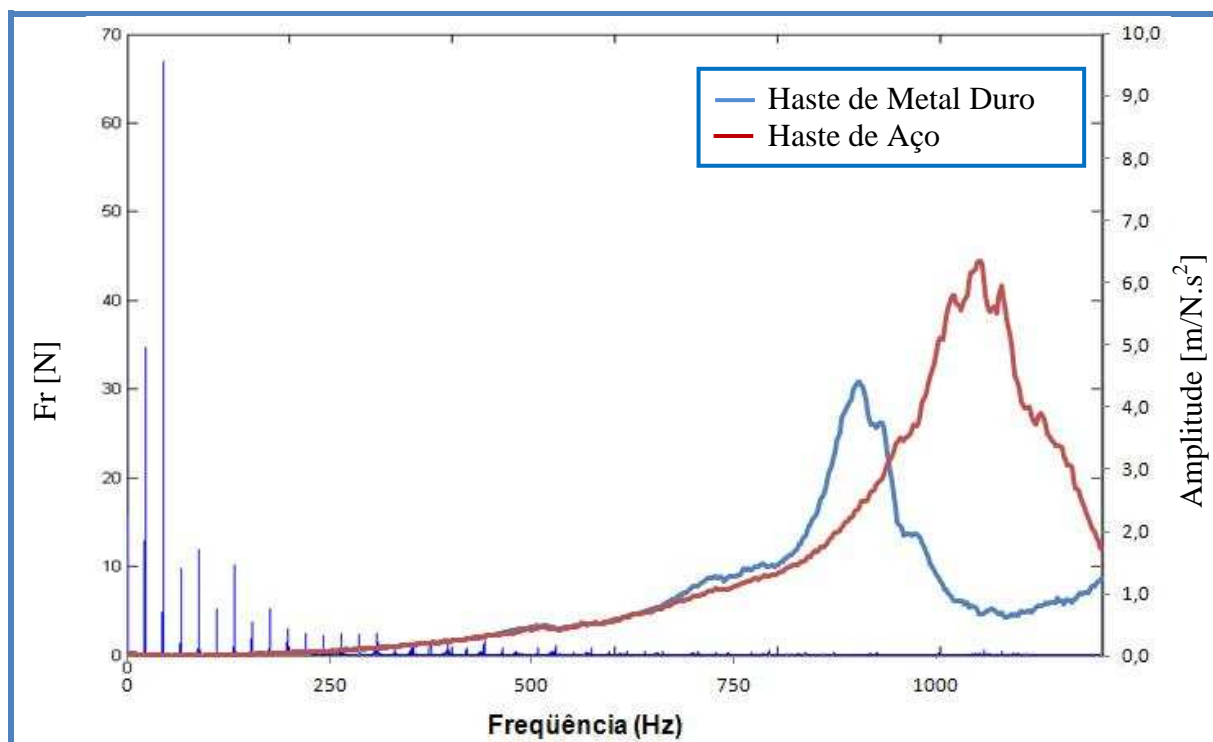


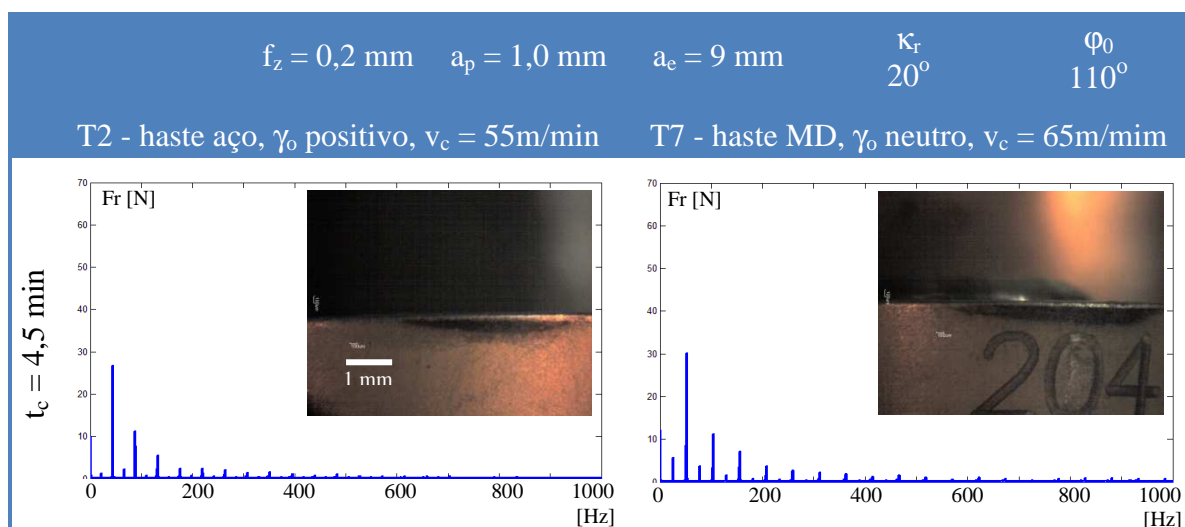
Figura 4.9 Sobreposição do módulo da função de transferência das ferramentas e espectro de frequências de F_r , 0 – 1200 Hz

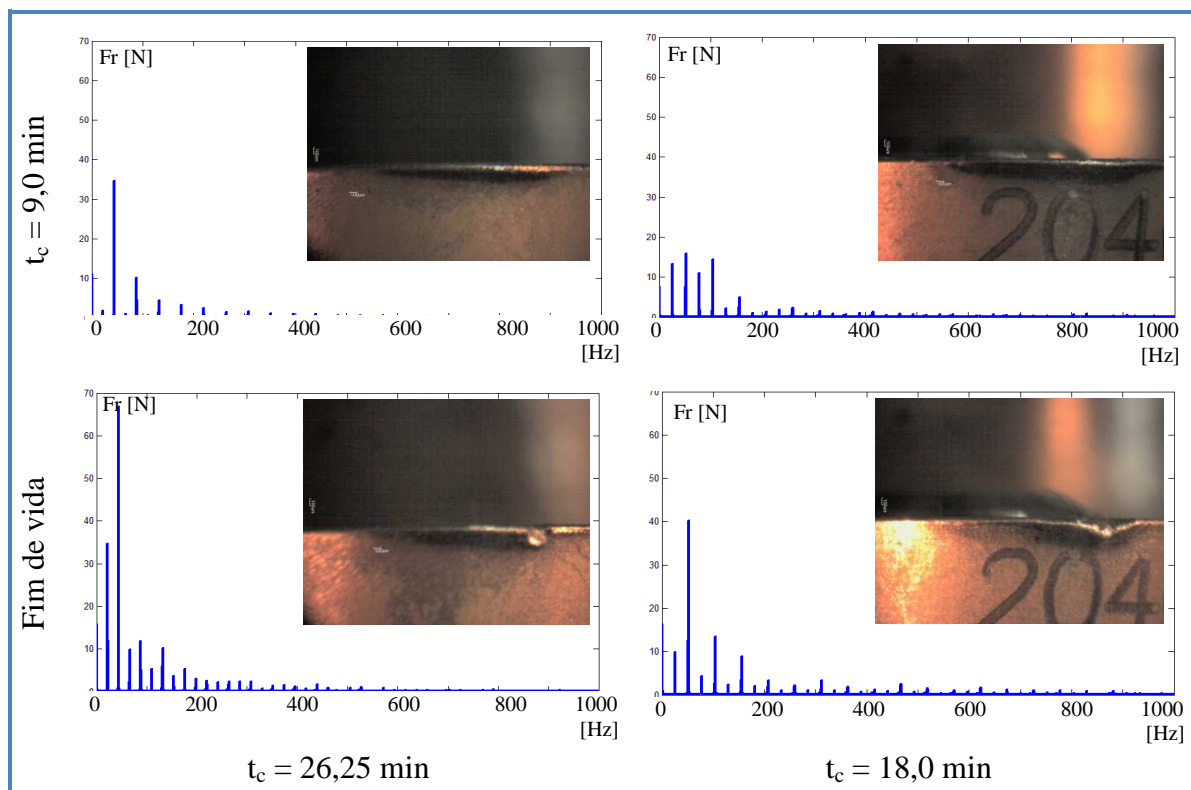
O único fator que parece influenciar os espectros de frequência é a evolução do desgaste de flanco da ferramenta, resultando em aumento da amplitude dos picos da força radial com o aumento de $VB_{máx}$.

Este mesmo comportamento é observado na tabela 4.11 no momento do fim de vida das ferramentas. Enquanto o T6, com um desgaste mais pronunciado e mais “largo”, apresenta maiores amplitudes de F_r acima de 400 Hz à medida que o desgaste cresce, o T8 apresenta grande atenuação das amplitudes acima dos 400 Hz provavelmente devido ao desgaste de flanco mais regular. Neste ensaio, o aumento da componente radial deu-se praticamente somente devido ao crescimento da amplitude da força abaixo dos 400 Hz.

Como já discutido na seção 4.3, estas irregularidades (regiões caracteristicamente brilhantes visualizadas através de microscopia óptica) são pontos de adesão de material da peça, previamente identificados através de análises de EDS (vide tabelas 4.2 e 4.3). Sempre que foram observadas grandes porções de material da peça aderidas ao flanco da ferramenta, teve-se também espectros de frequência de F_r com maiores picos de amplitudes e em uma maior faixa de frequência, fenômeno característico da usinagem com vibração, indicando a correlação dos dois fenômenos. Isto confirma a necessidade indicada por Trent e Wright (2000) de que, para que o mecanismo de desgaste por *attrition* apareça, seja necessária a ocorrência de vibração no corte. A tabela 4.12 apresenta mais dois exemplos (T2 e T7) deste comportamento, de aumento das amplitudes e faixa de frequência de F_r para fim de vida da ferramenta, em que existe maior quantidade de material aderido ao flanco da ferramenta.

Tabela 4.12 Evolução de F_r no domínio da frequência (FFT) ao longo da vida



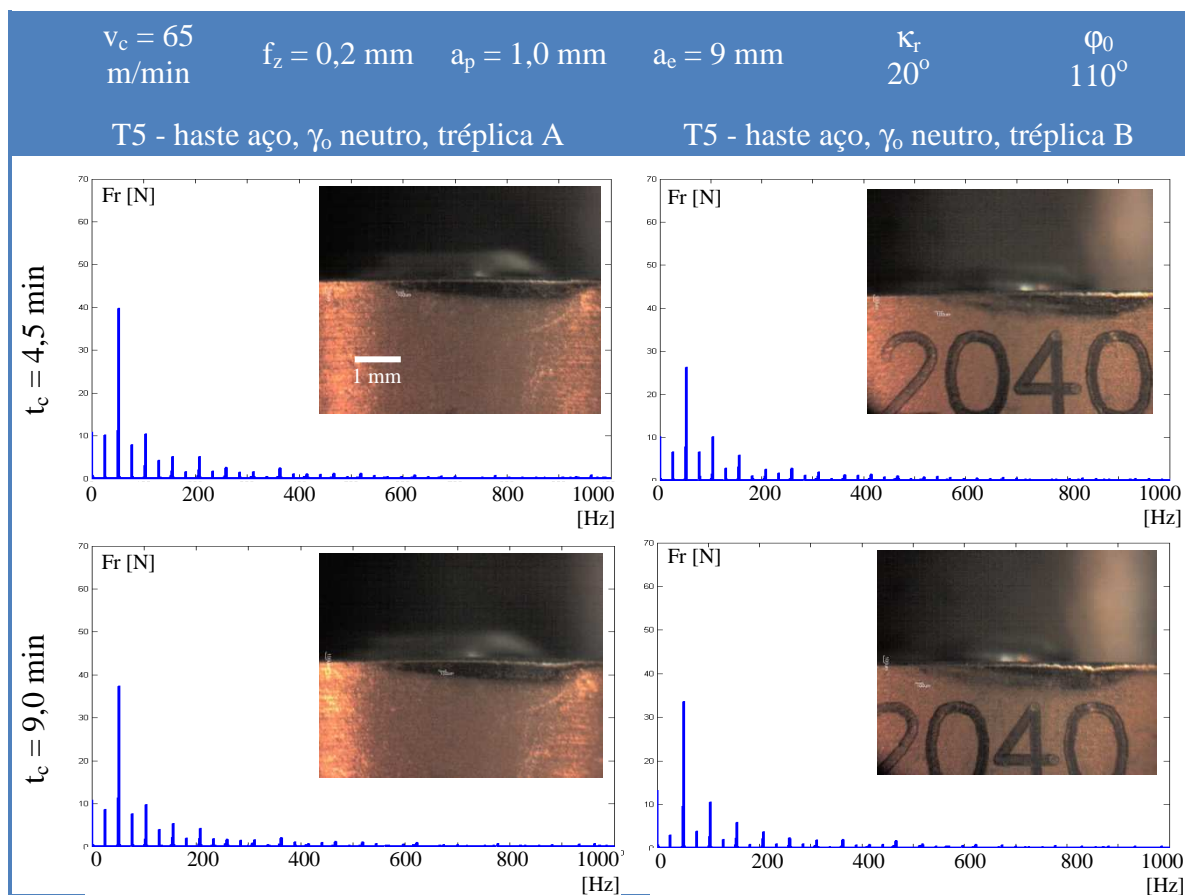


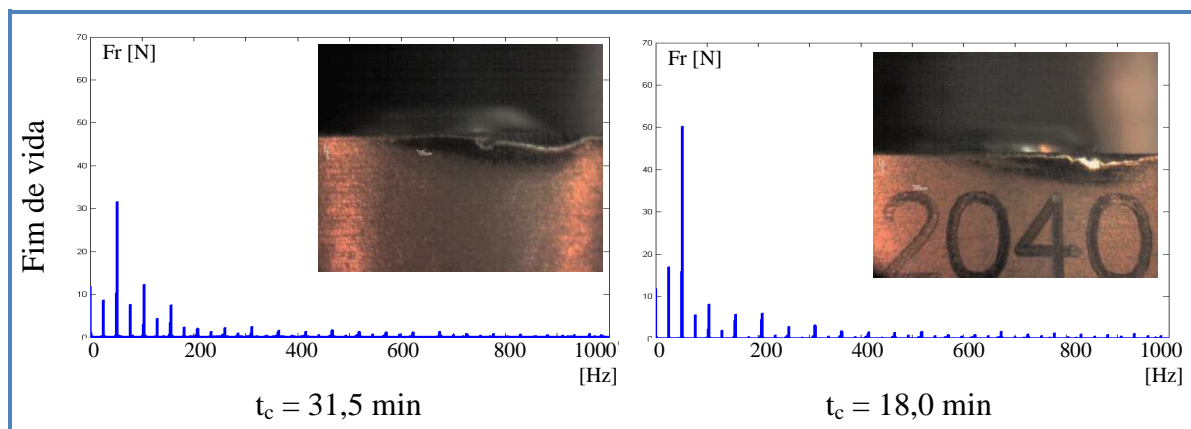
Ainda em relação a este ponto, a observação de maiores níveis de vibração da componente F_r , simultaneamente com a ocorrência de adesão de partículas da peça e conseqüente *attrition*, não determina uma relação de causa e efeito entre estes dois fatores, mas apenas que eles acontecem em conjunto. Isto é, não se pode dizer, baseado nos resultados dos ensaios, que a aparição de sinais de força em frequência acima de 400 Hz gerou o *attrition*, ou foi o inverso que ocorreu. Porém, como Trent e Wright (2000) afirmam que é necessária alguma vibração para que o *attrition* ocorra e como acima de 400 Hz a vibração da ferramenta é incentivada, uma vez que se está entrando numa faixa de frequências naturais da ferramenta, supõe-se que a aparição de frequências de vibração mais altas foi o que incentivou o *attrition*.

A tabela 4.13 apresenta espectros de frequência ao longo da vida da ferramenta para o teste 5, comparando-se as réplicas A e B. Aqui a diferença de vida da ferramenta para cada réplica foi maior que 10 minutos. Analisando a evolução do ensaio, para o tempo de corte de 4,5 e 9,0 minutos, o comportamento de desgaste e o padrão da FFT da F_r são muito parecidos, não indicando que haveria grandes mudanças na vida da ferramenta. Entretanto, a réplica B evoluiu rapidamente para o fim de vida, enquanto a réplica A permaneceu usinando por um maior

período de tempo, não sendo possível visualizar diferentes padrões de vibração em cada tréplica que indicassem, no início de vida da ferramenta, uma pior vida da tréplica B, por exemplo. A diferença ocorreu no fim de vida da ferramenta, mas principalmente em frequências menores que 400 Hz. Por exemplo, na frequência de entradas dos dentes da fresa (52 Hz) a amplitude do sinal na tréplica B é de cerca de 65% maior que na tréplica A. O fator que desencadeia o surgimento de vibrações, e conseqüentemente a aceleração dos desgastes causados por adesão/*attrition*, não está claramente definido, já que em um mesmo ensaio foi possível visualizar diferentes comportamentos da F_r e de vida de ferramenta.

Tabela 4.13 Evolução de F_r no domínio da frequência (FFT) ao longo da vida, teste 5





5 CONCLUSÕES E SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS

Finalizados todos os testes laboratoriais e análises dos resultados obtidos, alguns aspectos sobre os experimentos de avaliação das forças, vibrações e desgaste das ferramentas no fresamento frontal de Ti-6Al-4V podem ser observados:

(1) ambas as ferramentas (porta-ferramenta com haste de metal duro e haste de aço) apresentaram um comportamento de rigidez mecânica muito próximo para frequências de 0 a 600 Hz. Entretanto, a ferramenta com haste de metal duro apresentou frequência natural de vibração menor que a ferramenta com haste de aço;

(2) a forma construtiva do porta-ferramenta de metal duro (haste de metal duro + cabeçote de aço) pode ter contribuído negativamente para sua rigidez mecânica, sendo que o benefício da haste de metal duro perdeu-se pela utilização da união roscada do cabeçote com a haste;

(3) os ensaios mostraram que ferramentas com haste de metal duro não trouxeram benefícios em termos de vida de ferramenta (volume de material removido) obtendo um desempenho igual ou pior quando comparado as hastes de aço;

(4) a escolha de um ângulo de saída da ferramenta (γ_0) positivo ou neutro não mostrou relevância, não podendo atestar um melhor desempenho em função do material removido para um determinado valor de γ_0 ;

(5) velocidade de corte foi o parâmetro de maior influência sobre vida da ferramenta com maior volume de material removido para menor v_c ;

(6) o mecanismo de desgaste predominante foi adesão/*attrition*, comprovado pelos resultados de EDS realizados no flanco dos insertos desgastados;

(7) o fato de ter sido observado o mesmo mecanismo de desgaste tanto para as ferramentas com haste de metal duro quanto para as hastes de aço reforça a indicação de que ambas as configurações de ferramentas apresentaram um desempenho semelhante. Desta maneira, a escolha de uma haste de metal duro buscando maior rigidez mecânica da ferramenta não se justificou para estes ensaios.

Como sugestões para trabalhos futuros, os seguintes pontos podem ser abordados:

(1) como a avaliação da ferramenta com haste de metal duro ficou comprometida devido a sua forma construtiva, uma nova ferramenta inteiriça de metal duro, sem a união roscada cabeçote + haste, deve ser analisada, buscando comprovar um possível benefício na utilização de hastes de metal duro para melhorar a rigidez mecânica da ferramenta;

(2) testar diferentes relações de L/D para o fresamento frontal, variando-se comprimento de haste em função de um diâmetro fixo, tanto para ferramentas com haste de metal duro quando para haste de aço no fresamento do Ti-6Al-4V, buscando uma condição de maior rigidez mecânica da ferramenta;

(3) avaliar a utilização de concreto polimérico para preenchimento interno de hastes de fresamento, o que pode representar uma maior capacidade de amortecimento e rigidez mecânica.

Referências

ABDEL-AAL, H. A.; NOUARI, M.; EL MANSORI, M. Tribo-energetic correlation of tool thermal properties to wear of WC-Co inserts in high speed dry machining of aeronautical grade titanium alloys. *Wear*, v. 266, p. 432-443, 2009.

ALTINTAS, Y. *Manufacturing automation: metal cutting mechanics, machine tool vibrations, and CNC design*. 1 ed. New York: Cambridge University Press, 2000. 286 p.

ALTINTAS, Y.; WECK, M. Chatter Stability of Metal Cutting and Grinding. *Annals of the CIRP*, v. 53, n. 2, p. 619-642, 2004.

AMIN, A. K. M. N.; ISMAIL, A. F.; KHAIRUSSHIMA, M. K. N. Effectiveness of uncoated WC-Co and PCD inserts in end milling of titanium alloy Ti-6Al-4V. *Journal of Materials Processing Technology*, v. 192-193, p. 147-158, 2007.

ANTONIALLI, A. I. S. *Uma contribuição ao fresamento frontal da liga de titânio Ti-6Al-4V*. 2009. 116 p. Dissertação (Mestrado) – Faculdade de Engenharia Mecânica, Universidade Estadual de Campinas, Campinas.

ANTONIALLI, A. I. S.; DINIZ A. E.; PEDERIVA R. Vibration analysis of cutting force in titanium alloy milling. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, v. 50, p. 65-74, 2010.

ARNONE, M. *High performance machining*. 1 ed. Cincinnati: Hanser Gardner Publications, 1998. 297 p.

BENTLEY, S. A.; MANTLE, A. L.; ASPINWALL, D. K. The effect of machining on the fatigue strength of a gamma titanium aluminide intermetallic alloy. *Intermetallics*, v. 7, n. 8, p. 967-969, 1999.

BUDAK, E. Improving productivity and part quality in milling of titanium based impellers by chatter suppression and force control. *Annals of the CIRP*, v. 49, n. 1, p. 31-36, 2000.

BOYER, R. R.; WELSCH, G.; COLLINGS, E. W. *Materials properties handbook: titanium alloys*. 1 ed. Materials Park: ASM International, 1994. 1176 p.

DENKENA, B.; KÖHLER, J., DEGE, J. H. Optimierte Werkzeuge stellen Schlüssel für wirtschaftlichere Bearbeitung dar. **Maschinen Markt**. 2008. Disponível em: <<http://www.maschinenmarkt.vogel.de>>. Acesso em: 02 de set. 2009.

DESTEFANI, J. D. Introduction to Titanium and Titanium Alloys. In: **Metals Handbook**, v. 2 – Properties and Selection: Nonferrous Alloys and Special-Purpose Materials, 10 ed. Materials Park: ASM International, 1990. p. 586-591.

DONACHIE JR, M. J. **Titanium: A technical guide**. 2 ed. Metals Park: ASM International, 1989. 469 p.

EYLON, D.; NEWMAN, J. R.; THORNE, J. K. Titanium and Titanium Alloy Castings. In: **Metals Handbook**, v. 2- Properties and Selection: Nonferrous Alloys and Special-Purpose Materials, 10 ed. Materials Park: ASM International, 1990. p. 634-646.

EZUGWU, E. O.; BONNEY, J.; YAMANE, Y. An overview of the machinability of aeroengine alloys. **Journal of Materials Processing Technology**, v. 134, n. 2, p. 233-253, 2003.

EZUGWU, E. O.; WANG, Z. M. Titanium alloys and their machinability – a review. **Journal of Materials Processing Technology**, v. 68, n. 3, p. 262-274, 1997.

FIEDLER, U.; WÜRZ, T. Fixação e balanceamento de ferramentas. **Máquinas e Metais**, n. 421, p. 24-37, 2001.

FREESE, H. L.; VOLAS, M. G.; WOOD, J. R. Metallurgy and Technological Properties of Titanium and Titanium Alloys. In: **Titanium in Medicine**, 1 ed. Berlin Heidelberg: Springer-Verlag, 2001. p. 25-51.

HALE, J. Boeing 787 from the ground up. **AEROMagazine**, v. 24, n. 4, p. 17-23, 2006. Disponível em: <www.boeing.com/commercial/aeromagazine>. Acesso em: 01 set. 2009.

HARRIS, C. M.; CREDE, C. E. **Shock and Vibration Handbook**. v. 3, Mc. Graw-Hill, 1961.

JAWAID, A.; SHARIF, S.; KOKSAL, S. Evaluation of wear mechanism of coated carbide tools when face milling titanium alloy. **Journal of Materials Processing Technology**, v. 99, n. 1, p. 266-274, 2000.

KÖNIG, W.; KLOCKE, F. *Fertigungsverfahren: Drehen, Fräsen, Bohren*. 5 ed. Berlin, Springer, 1997. 471 p.

LAMPMAN, S. Wrought Titanium and Titanium Alloys. In: *Metals Handbook*, v. 2 – Properties and Selection: Nonferrous Alloys and Special-Purpose Materials, 10 ed. Materials Park: ASM International, 1990. p. 592-633.

LIU, X.; CHU, P. K.; DING, C. Surface modification of titanium, titanium alloys, and related materials for biomedical applications. *Materials Science and Engineering*, v. R47, n. 3-4, p. 49-121, 2004.

LÓPEZ de LACALLE, L. N.; PEREZ, J.; LLORENTE, J. I.; SANCHEZ, J. A. Advanced cutting conditions for milling of aeronautical alloys. *Journal of Materials Processing Technology*, v. 100, n. 1, p. 1-11, 2000.

MANTLE, A. L.; ASPINWALL, D. K. Surface integrity of a high speed milled gamma titanium aluminide. *Journal of Materials processing Technology*, v. 118, n. 1, p. 143-150, 2001.

NAMAZI, M.; ALTINTAS, Y.; TARO, A.; RAJAPAKSE, N. Modeling and identification of tool holder–spindle interface dynamics. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, v. 47, p. 1333-1341, 2007.

NEVES, D. *Uma contribuição ao fresamento de matrizes com fresa de topo esférico*. 2002. 164 p. Dissertação (Mestrado) – Faculdade de Engenharia Mecânica, Universidade Estadual de Campinas, Campinas.

POLLI, M. L. *Análise da estabilidade dinâmica do processo de fresamento a altas velocidades de corte*. 2005. 214 p. Tese (Doutorado) – Centro Tecnológico, Universidade Federal de Santa Catarina, Florianópolis.

RAHMAN, M.; WANG, Z. G.; WONG, Y. S. A review on high-speed machining of titanium alloys. *JSME International Journal*, v. 49, n. 1, p. 11-20, 2006.

RAHMAN, M.; WONG, Y. S.; ZAREENA, A. R. Machinability of titanium alloys. *JSME International Journal*, v. 46, n. 1, p. 107-115, 2003.

SANDVIK COROMANT. *Manual Técnico de Usinagem*. São Paulo, 2005. 600 p.

SHAW, M. C. *Metal cutting principles*. 1 ed. New York: Oxford University Press, 1986. 594 p.

SIEKMANN, H. J. How to machine titanium. *Tool Engineer*, v. 34, p. 78-82, 1955.

SUN, S.; BRANDT, M.; DARGUSCH, M. S. Characteristics of cutting forces and chip formation in machining of titanium alloys. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, v. 49, p. 561-568, 2009.

TITUS CYCLES. *Technology titanium*. Disponível em: <www.titusti.com>. Acesso em: 01 set. 2009.

TOBIAS, S. A. Machine-tool Vibration. In: *Shock and Vibration Handbook*. v. 3 – Engineering Design and Environmental Conditions, Mc. Graw-Hill, 1961.

TRENT, E.M.; WRIGHT, P.K. *Metal Cutting*, 4 ed. Butterworth-Heinemann, Woburn, 2000.

WANG, K. The use of titanium for medical applications in the USA. *Material Science and Engineering A*, v. A213, p. 134-137, 1996.

WANG, Z. G.; WONG, Y. S.; RAHMAN, M. High-speed milling of titanium alloys using binderless CBN tools. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, v. 45, p. 105-114, 2005.

ZHANG, S.; LI, J. F.; DENG, J. X.; LI, Y. S. Investigation on diffusion wear during high-speed machining Ti-6Al-4V alloy with straight tungsten carbide tools. *International Journal of Advanced Manufacture Technology*, v. 44, p. 17-25, 2009.

ZLATIN, N.; FIELD, M. Procedures and Precautions in Machining Titanium Alloys. In: *Titanium Science and Technology*, v. 1 – Section IV: Consolidation, Primary and Secondary Fabrication, 1 ed. New York - London: Plenum Press, 1973. p. 489-504.